

Безредукторный дугостаторный электропривод

П. А. Фридкин



П. А. Фридкин

Безредукторный дугостаторный электропривод



„Энергия“
Ленинградское отделение 1970

В книге изложены вопросы теории и дана методика расчета безредукторного дугостаторного электропривода, определены возможности и обоснована целесообразность применения асинхронного дугостаторного и линейного электропривода в различных отраслях народного хозяйства. Автор обобщил результаты многолетней работы по созданию новой системы электропривода, в которой без механических передач конструктивно сочетаются дугостаторный, или линейный электродвигатель и рабочая машина. Теоретические положения подкреплены примером расчета и данными испытаний выполненных образцов.

Книга предназначена для инженеров, занимающихся проектированием, изготовлением и эксплуатацией новых систем электропривода. Она может быть также использована студентами вузов в качестве пособия по дипломному проектированию.

ПРЕДИСЛОВИЕ ОТ РЕДАКТОРА

Настоящая книга является первым трудом, в котором дается комплексное изложение вопросов теории, расчета и применения безредукторной дугостаторной системы электропривода. Опубликованные до сих пор статьи и брошюры автора освещали лишь отдельные вопросы расчета и применения этой системы.

В книге обобщаются результаты многолетней работы автора в области создания нового типа электропривода, в котором вращающаяся часть исполнительного механизма используется в качестве вторичной системы асинхронного двигателя, что позволяет получить весьма малые скорости без механических передач. Наряду с дугостаторными электродвигателями в книге рассмотрены вопросы применения асинхронных линейных двигателей, работающих по тому же принципу, что и дугостаторные.

Автор книги, известный изобретатель и энтузиаст внедрения дугостаторного электропривода доктор технических наук П. А. Фридкин, скончался, не успев придать рукописи законченный вид. Сотрудники кафедры электротехники Ленинградского института текстильной и легкой промышленности имени С. М. Кирова (ЛИТЛП), которой руководил П. А. Фридкин, сочли своим долгом подготовить книгу к печати. Недостающие материалы были взяты из более полного рукописного труда автора и его обширного архива. Работу по окончательному оформлению рукописи в основном выполнили А. Р. Сиваков и Л. П. Фридкина.

Рукопись рецензировалась кафедрой электрических машин Ленинградского института инженеров железнодорожного транспорта имени В. Н. Образцова (зав. кафедрой член-корр. АН СССР проф. А. Е. Алексеев, доцент кафедры канд. техн. наук Г. Л. Болдырев). После рецензирования рукопись была сокращена до требуемого объема и исправлена А. Р. Сиваковым. При этом были по возможности сохранены общий план и содержание книги, намеченные П. А. Фридкиным. Особенности книги — своеобразный стиль, несколько полемичные интонации, большое внимание, уделяемое вопросам конструкции и технологии, — объясняются тем, что автор в течение многих лет боролся за внедрение своих изобретений, сам проектировал опытные машины и организовывал их производство.

В настоящее время линейные и дугостаторные двигатели получили признание, обозначились определенные области их применения. Крупные дугостаторные машины для углеразмольных барабанных мельниц электростанций начало проектировать объединение «Электросила». В других организациях также ведется разработка дугостаторных и линейных двигателей для различных отраслей народного хозяйства.

Большой интерес, проявляемый к дугостаторным и линейным двигателям в СССР и за рубежом, многочисленные запросы предприятий и учреждений, поступившие в течение последних лет к П. А. Фридкину и на руководимую им кафедру, позволяют надеяться, что предлагаемый труд будет встречен доброжелательно и принесет несомненную пользу.

Замечания просьба посылать по адресу: Ленинград, Д-41, Марсово поле, 1, Ленинградское отделение издательства «Энергия».

кто
автор
наш

ВВЕДЕНИЕ

Одной из современных тенденций развития электропривода является органическое объединение машины-двигателя и машины-орудия, их сращивание. Такое объединение является прогрессивным и позволяет отказаться от механической передачи, упрощает установку, делает ее более надежной. Электрическая машина становится частью рабочей машины, появляется необходимость комплексного проектирования всей установки.

Трехфазные асинхронные двигатели, потребляющие более $\frac{2}{3}$ всей вырабатываемой электроэнергии, кроме таких общеизвестных достоинств, как простота, дешевизна и надежность, имеют то преимущество, что могут легко сочетаться с рабочими машинами. Это объясняется тем, что в асинхронных двигателях используется принцип бегущего магнитного поля, на основе которого может быть получено как вращательное движение широкого диапазона скоростей без применения редукторов (дугостаторный электродвигатель), так и поступательное движение (линейный электродвигатель).

Первые попытки объединения двигателя с исполнительным механизмом относятся к началу XX в., когда был создан магнитофугальный молот, боек которого осуществлял возвратно-поступательное движение под действием бегущего магнитного поля. Такой молот, однако, не нашел практического применения из-за потерь, составлявших 95% всей потребляемой мощности. Разработанный в 1922 г. М. П. Костенко и Я. С. Япольским коллекторный генератор переменной частоты позволил снизить потери (главным образом пусковые) в такого рода устройствах. Однако сложность и большая стоимость генератора переменной частоты затруднили его применение [18, 74].

В 1922 г. Тромбетта [75] предложил конструкцию дыропробивного пресса с приводом от дугового статора, но этот статор имел столь низкий к. п. д. и выделял так много тепла, что мог быть включен лишь на несколько минут.

Не могли длительно работать и дуговые статоры для текстильных кардмашин, спроектированные автором данной работы в 1930 и 1933 гг. Первый из статоров имел к. п. д. 0,19, второй 0,27. Лишь у третьей конструкции дугового статора для кардмашин удалось получить к. п. д. 0,42. Кардмашины с дуговыми статорами этой

конструкции были первыми машинами, которые допускали длительное включение. Одна из таких машин, по указанию С. М. Кирова, была представлена на выставке в Москве к XVII съезду КПСС (1934 г.) и затем проработала десятки тысяч часов на опытной фабрике Центрального научно-исследовательского института текстильной промышленности (ЦНИИТП).

Дальнейшее совершенствование конструкций дуговых статоров для кардмашин позволило получить при мощности 1 *квт* к. п. д. 0,53 (1934 г.) и 0,64 (1935 г.). При этом синхронная скорость составляла 3,6 *об/сек*, и скольжение было равно 0,0665 [65]. Несколько таких кардмашин были установлены в 1935 г. на ленинградских фабриках «Красная нить», «Октябрьская» и в лаборатории Ленинградского текстильного института.

В 1936 г. автор, по заданию Г. К. Орджоникидзе, начал разрабатывать дугостаторный электропривод для крупнейших в то время барабанных углеразмольных мельниц (типоразмер Ш-16). В 1938 г. машина была испытана на Ленинградском металлическом заводе и в 1939 г. введена в эксплуатацию на ТЭЦ 11 Мосэнерго. Машина имела два дуговых статора трехфазного тока, каждый на 200 *квт*, 0,517 синхронных *об/сек*, 3000 *в*, 50 *гц* [10]. Аналогичная машина была установлена на Челябинской ТЭЦ в 1942 г.

С развитием энергетики, промышленности и транспорта в послевоенное время значительно возросла потребность в дугостаторных машинах в самых различных отраслях народного хозяйства. С 1946 по 1966 г. автором по заявкам организаций были разработаны дугостаторные электроприводы для шаровых барабанных мельниц, компрессоров, лифтов, прессов и текстильных машин; дугостаторные тахометры для судов и датчики для автоматов правки тканей; линейные двигатели для опытовых бассейнов и ряда специальных механизмов. По разработанным устройствам получены авторские свидетельства в СССР и патенты за границей [65, 66]. Ряд образцов и моделей дугостаторных машин экспонировался на выставках.

Следует отметить, что опубликованные в Советском Союзе научные статьи и информационные сообщения по дугостаторным и линейным двигателям [41—58] были замечены за рубежом, аннотировались в Англии, Швеции, США, Франции, Италии, ГДР, ФРГ и несомненно способствовали той интенсивной разработке дугостаторных и линейных систем электропривода, которая ведется в настоящее время в ряде стран Европы и Америки [79—86].

Для дальнейшего развития дугостаторного электропривода необходимо обобщить имеющийся опыт в области комплексного проектирования дугостаторных машин, развить теорию этих машин, уточнить возможные области использования дугостаторного электропривода и дать рекомендации по его применению.

Перечисленным задачам и посвящена предлагаемая работа по дугостаторному электроприводу — итог более чем тридцатипятилетнего труда автора в этой области.

ГЛАВА ПЕРВАЯ

ВОПРОСЫ ТЕОРИИ БЕЗРЕДУКТОРНОГО ДУГОСТАТОРНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

1-1. Вводные замечания

Привод обычного машинного агрегата, состоящего из рабочей машины, механической передачи (редуктора), приводного электродвигателя и аппаратуры управления, можно назвать *контakт-ным приводом*. Такое название правомерно потому, что валы, фрикционные муфты и подшипники механической передачи, а также кольца, коллекторы и щетки электрических машин имеют трущиеся контактные поверхности, износ которых является причиной повреждений и связанных с этим ремонтов.

Общая масса редуктора с принадлежностями составляет до 120 *кг* на 1 *кн·м*. Каждый одноступенчатый редуктор имеет десять главных поверхностей износа: четыре подшипника, четыре цапфы двух валов и две поверхности зацепления. Для смазки редуктора мощного электропривода требуется до 10 *кг* масла на 1 *кн·м* наибольшего момента, передаваемого редуктором. В системе смазки привода циркулируют тонны смазочных масел. Минутный перебой в подаче смазки выводит агрегат из строя на десятки и сотни часов. Из-за износа и повреждений деталей и узлов контактного привода простой за год составляют более 15% рабочего времени. При низких температурах окружающей среды простой еще более продолжительны: сталь зубчатых колес становится хрупкой и легко ломается, смазка твердеет и перестает выполнять свои функции.

Тангенциальная сила взаимодействия между ведущими и ведомыми зубчатыми колесами равна отношению передаваемой мощности *P* к линейной скорости *v* и сосредоточена на узкой полосе контакта между зубьями.

В процессе их пересопряжения возникают гармонические колебания (биения) силы взаимодействия, частота которых

$$f = zn = \frac{v}{t}, \quad (1-1)$$

где *z* — число зубьев; *t* — их шаг; *n* — частота вращения (скорость) зубчатого колеса.

Эти биения опасны для зубчатых колес большой мощности, даже если амплитуда биений не превышает 2% среднего значения тангенциальной силы. У передачи, где на ведомом колесе $z = 230$, $n = 0,3$ об/сек, $P = 1600$ кВт и $v = 4$ м/сек, амплитуда биений может достигать 8 мм при частоте 69 гц.

Так, например, на Дарницкой ТЭЦ зубчатые передачи второй ступени девятнадцати барабанных мельниц типоразмера Ш-16, действуя подобно мощным вибромолотам, осадили фундаменты части здания котельного цеха на 0,15 м, что потребовало больших затрат на восстановление и укрепление фундаментов. Дополнительные вибрации и биения вызываются также несоосными и непараллельными валами привода и рабочей машины.

Представление об экономических потерях, вызываемых износом механических передач, дает практика эксплуатации редукторов шахтных подъемных машин, для которых, согласно [36], ежегодно требуются запасные части на сотни миллионов рублей. Еще больше экономические потери, обусловленные недостатками контактных приводов барабанных мельниц (рудных, цементных, углеразмольных и других). В частности, у барабанных мельниц типоразмера Ш-50 ресурс зубчатой передачи на моменты до 2000 кН·м составляет: у ведущей шестерни — до 3000 ч, у венца — до 8000 ч. На каждую такую машину за 50 лет эксплуатации электростанции расходуется стали для запасных частей 2000 т, т. е. 1 т на киловатт.

Диаметр коренных подшипников барабана крупной мельницы достигает 3 м, что вынуждает применять подшипники скольжения. Тяжелые условия пуска и наличие подшипников скольжения требуют примерно двойной номинальной и девятикратной пусковой мощности двигателя по отношению к расчетной статической мощности. Это приводит к увеличению мощности трансформаторов и аппаратуры включения, а также размеров помещения подстанции.

У барабанных мельниц, где велико абразивное действие пыли на трущиеся поверхности, появляется необходимость выносить привод в отдельное помещение, что еще более усложняет агрегат и ограничивает его возможности.

При современных масштабах производства на обслуживание, ремонты и возобновление изнашивающихся частей контактных приводов тратятся ежегодно значительные средства. Велики также убытки от простоев, вызываемых ремонтами. Наконец, имеются дополнительные экономические потери из-за того, что контактный привод усложняет конструкцию и эксплуатацию самих рабочих машин, ограничивает их надежность, долговечность и производительность. Все эти затраты, возрастая с увеличением парка машин, составят даже за ближайшие 20 лет десятки миллиардов рублей.

Очевидно, что радикальное решение всего комплекса проблем, связанных с наличием контактных поверхностей, заключается в том, чтобы создать привод без механических передач и отдельных двигателей. Подобно уже сложившемуся термину «бесконтактные машины» такой электропривод может быть кратко назван бескон-

тактным. Это означает, что в нем не должно быть трущихся деталей ни в электрических, ни в механических частях.

На первый взгляд кажется, что бесконтактный электропривод может быть создан, если вращающуюся часть рабочей машины использовать как ротор электродвигателя, снабдив его по всей окружности статором. Варианты подобного привода, в частности для барабанных мельниц, предлагались с 1936 г. Однако такое решение не рационально прежде всего из-за недостатков, присущих тихоходным электрическим машинам с круговым статором. Как известно, у таких машин мала удельная мощность на единицу активной поверхности, велико число катушек обмотки, что уменьшает ее надежность, малы к. п. д. и коэффициент мощности, затруднена вентиляция. Кроме того, у рабочих машин с маховиками диаметр последних слишком велик, чтобы они могли быть использованы в качестве роторов для машин с круговым статором. Наконец, в ряде случаев требуемая частота вращения ротора не соответствует синхронным частотам вращения машин с круговым статором, которые составляют дискретный ряд, согласно выражению

$$n^\circ = \frac{f}{p}, \quad (1-2)$$

где n° — синхронная частота вращения круговой машины; f — частота переменного тока; p — число пар полюсов.

Некоторые из указанных недостатков тихоходных круговых электрических машин могут быть уменьшены применением статических (полупроводниковых) преобразователей частоты, но это значительно усложняет систему электропривода и уменьшает ее надежность. Очевидно, для создания бесконтактного электропривода, имеющего минимум изнашивающихся частей, необходимы принципиально новые решения, исключающие применение двигателей с круговым статором.

1-2. Принцип получения малых скоростей при помощи дугового статора

Любая механическая передача осуществляет изменение угловой скорости ω , частоты вращения n и момента M , согласно соотношению

$$\frac{M_1}{M_2} = \frac{\omega_2}{\omega_1} = \frac{n_2}{n_1}. \quad (1-3)$$

При этом для подавляющего большинства рабочих машин механическая передача является редуктором, т. е. передачей, уменьшающей (редуцирующей) скорость рабочей машины по сравнению со скоростью электродвигателя. Однако у асинхронного двигателя есть непосредственная возможность получения малых скоростей, если выполнить его с дуговым статором вместо кругового, при этом имеет место «электромагнитная редукция».

Разомкнем условно круговой статор обычного асинхронного двигателя и будем его разгибать в дуги возрастающего радиуса

r_1, r_2 (рис. 1-1) до получения центрального угла α . Тогда между частотами вращения, моментами и центральными углами дугового (α) и кругового (2π) статоров получим следующие соотношения:

$$\frac{M^\circ}{M} = \frac{n}{n^\circ} = \frac{\alpha}{2\pi} = \alpha_*, \quad (1-4)$$

где α_* — относительный активный угол дуги статора, выраженный в долях от 2π ; индексом $^\circ$ отмечены величины, относящиеся к круговому статору; величины без индекса относятся к дуговому статору.

Из (1-2) и (1-4) получим

$$n = \frac{f\alpha_*}{p}. \quad (1-5)$$

Эта формула, в отличие от (1-2), соответствует не дискретному, а непрерывному ряду значений синхронных частот вращения n .

Отметим, что при той же синхронной частоте вращения число пар полюсов p обмотки дугового статора в $1/\alpha_*$ раз меньше, чем у кругового статора, т. е.

$$p = \alpha_* p^\circ. \quad (1-6)$$

Например, у машины с частотой вращения $n = 0,36$ синхронных об/сек и относительным центральным углом $\alpha_* = 0,108$ число пар полюсов составит по (1-6):

$$p = \frac{f\alpha_*}{n} = \frac{50 \cdot 0,108}{0,36} = 15,$$

Рис. 1-1. Преобразование кругового статора в дуговой

в то время как у машины с круговым статором при той же частоте вращения

$$p^\circ = \frac{50}{0,36} = 139.$$

Формулу (1-5) можно получить непосредственно из картины бегущих магнитных полей дугового статора. На рис. 1-2 дана схема простейшей трехфазной обмотки с одним пазом на полюс и фазу и с диаметральной шаг. Изображения (рис. 1-2, а, б, в) соответствуют направлениям токов для половины периода. Через каждую $1/6$ периода ток изменяет направление в одной из фаз (рис. 1-2, г).

Смежные проводники с токами одинакового направления создают магнитный поток, которому в каждый данный момент времени соответствует полюсный шаг

$$\tau = mqt = \frac{2\pi r \alpha_*}{2p}, \quad (1-7)$$

где m — число фаз; q — число пазов на полюс и фазу; t — пазовый шаг; r — радиус активной поверхности.

Между крайними проводниками с токами разных направлений (рис. 1-2) индукция в зазоре максимальна, а против центра тока полюсного шага она равна нулю (магнитная нейтраль).

Полный ток каждого полюсного шага и образуемый им магнитный поток перемещаются вдоль дуги статора с линейной скоростью,

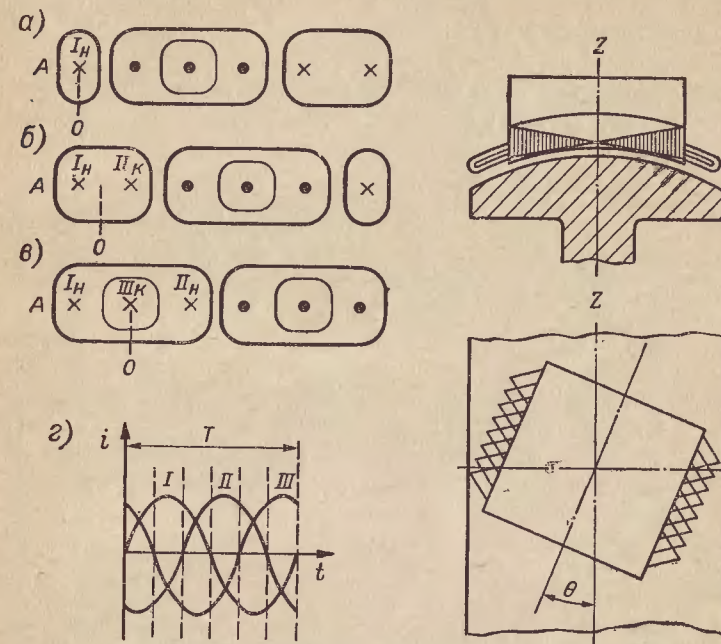


Рис. 1-2. К теории бегущих магнитных полей дугового статора

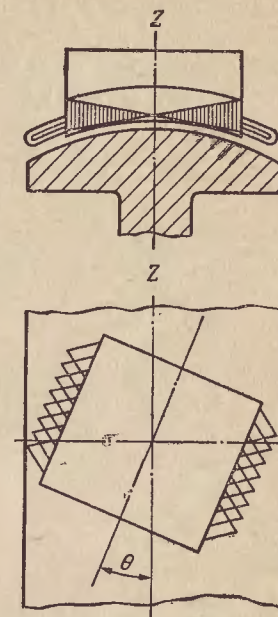


Рис. 1-3. Принципиальная схема дугостаторного асинхронного двигателя с плавным регулированием синхронной скорости вращения при постоянной частоте

соответствующей пути, равному полюсному шагу, и времени, равному полпериоду (рис. 1-2, а, б, в), т. е.

$$v = \frac{2\pi}{T} = 2\pi f = 2\pi r n. \quad (1-8)$$

Решив (1-8) относительно n с учетом (1-7), получим выведенную ранее формулу (1-5).

Если подставим в (1-5) значение $\alpha_* = 1$, получим формулу синхронной частоты вращения машин с круговым статором. Следовательно, формула (1-5) является более общей, чем формула (1-2).

Линейный статор ($\alpha_* = 0$), как и круговой ($\alpha_* = 1$), имеет два главных размера $2\pi r$ и l ; дуговой статор имеет еще и третий главный размер — центральный угол. Это определяет принципиально новые возможности дугового статора.

Таким образом, дугостаторные машины сочетают малое число полюсов с малой частотой вращения, осуществляют электромагнитную редукцию скорости и позволяют получать непрерывный ряд синхронных частот вращения. Благодаря этим свойствам дугостаторных машин можно на их базе создать системы электропривода без механических передач.

Следует отметить, что использование бегущего магнитного поля принципиально позволяет получить синхронную частоту вращения не только меньшую, но и большую, чем частота переменного тока. Действительно, из (1-8) имеем

$$n = \frac{\tau f}{\pi r} \quad (1-9)$$

Это означает, что, разместив вдоль пути бегущего магнитного поля роторы такого радиуса r , чтобы имело место неравенство, $\tau > \pi r$, мы получим уже не электромагнитный редуктор, а электромагнитный мультипликатор [65].

Наконец, необходимо указать на возможность использования дугового статора для плавного регулирования синхронной скорости при постоянной частоте.

Для этой цели дуговой статор выполняется поворотным вокруг оси ZZ, перпендикулярной его активной поверхности (рис. 1-3).

Тогда по (1-5) с учетом угла поворота статора θ имеем

$$n = \frac{f \alpha_* \cos \theta}{p} \quad (1-10)$$

Изменение угла поворота изменяет тангенциальную составляющую синхронной скорости [65]. Для сохранения при этом постоянства величины зазора активные поверхности статора и ротора должны быть выполнены в виде усеченного шара (для линейного двигателя это требование отпадает). При таком исполнении дугового статора можно производить также реверс без размыкания цепи.

Подобно винту и ведомому колесу червячной передачи дуговой статор и ведомый им ротор испытывают осевое взаимодействие. Силу этого взаимодействия определяют по величине тангенциальной силы F_t и углу θ из соотношения

$$F_x = F_t \sin \theta. \quad (1-11)$$

Асинхронные двигатели с поворотным статором начали разрабатываться также и за рубежом [79].

1-3. Основные особенности дугостаторной машины

У многополюсной машины с круговым статором оптимальное отношение активной длины к полюсному шагу l/τ близко к единице. Увеличение диаметра такой машины, как известно, приводит к ухудшению к. п. д. и коэффициента мощности, повышенному расходу материалов и уменьшению надежности.

У дугостаторной машины увеличение диаметра ротора при той же скорости вращения увеличивает линейную скорость v , что, согласно (1-8), позволяет иметь величину полюсного деления τ , достаточную для размещения необходимого числа пазов требуемого размера. При правильном выборе третьего главного размера — центрального угла статора — дугостаторная машина, по сравнению с машиной с круговым статором на ту же скорость, может иметь большую надежность, более высокие к. п. д. и коэффициент мощности, меньшую массу и габариты статора. При этом возрастает лишь масса ротора. Однако дуговая форма статора позволяет использовать для ротора части самой рабочей машины, причем обод ротора может быть выполнен из простой массивной стали с алюминиевой клеткой, а для некоторых типов машин и без нее. Стоимость такого ротора относительно мала.

Несмотря на увеличенный диаметр роторного обода, габариты агрегата с дугостаторным приводом в целом (за счет исключения механических передач) уменьшаются. Так, например, у цементных мельниц при замене существующего привода дугостаторным габариты уменьшаются вдвое. У агрегатов, для которых предусмотрен маховик, последний проектируется как ротор дугового статора, что также уменьшает общие габариты.

Большим преимуществом дугостаторного двигателя является повышенное теплорассеяние его ротора. У ротора в виде полого цилиндра внешняя поверхность примерно равна внутренней. В каждый данный момент в магнитном поле дугового статора находится лишь α_* часть одной из этих поверхностей. Именно она электромагнитно активна, выделяет тепло, равное потерям энергии в ней. Рассеивают же тепло $(1 - \alpha_*)$ часть той же цилиндрической поверхности и вся внутренняя цилиндрическая поверхность. Их сумма, если они равноценны в отношении теплорассеяния, равна $(2 - \alpha_*)$. Частное от деления этой суммы на относительную активную поверхность ротора составляет

$$k_n = \frac{2 - \alpha_*}{\alpha_*}. \quad (1-12)$$

У дугостаторных машин, где $\alpha_* = 0,25 \div 0,05$, соответственно имеем по (1-12) $k_n = 7 \div 39$. Канавки, зубцы и ребра ротора повышают эту величину до $k_n = 12 \div 60$.

При таком соотношении поверхностей теплорассеяния и нагрева удается получить небольшой перегрев ротора (в пределах $5 \div 20^\circ$) даже при пятикратной линейной нагрузке (по сравнению с нагрузкой ротора эквивалентной круговой машины).

Повышенное теплорассеяние ротора, отсутствие механических передач, облегченные пусковые условия, ненужность запаса мощности на случай перегрузки приводят к тому, что номинальная мощность дугостаторного двигателя P_n значительно меньше мощности P_n° заменяемого им обычного асинхронного двигателя.

Отношение указанных мощностей в зависимости от типоразмера агрегата может быть принято в следующих пределах:

Барабанные мельницы	0,45 ÷ 0,65
Лифты	0,4 ÷ 0,7
Прессы	0,5 ÷ 0,7
Шахтные подъемники	0,6 ÷ 0,8
Прокатные станы	0,65 ÷ 0,8

В общем случае

$$P_n = (0,4 \div 0,9) P_n^{\circ} \quad (1-13)$$

Перечисленные особенности дугостаторных машин обусловили необходимость метода расчета, несколько отличного от методов расчета обычных асинхронных машин. Автором предложена методика расчета дугостаторных и линейных машин, в основу которой положено применение удельных величин, т. е. величин, отнесенных к единицам длины, поверхности, объема. Удельные величины позволяют оценить возможности электрических машин, а также физические условия и конструктивные решения, при которых эти возможности полнее и проще реализуются. Ниже обосновываются величины, применяемые для расчета дугостаторных и линейных машин, и дается анализ их физической сущности.

1-4. Удельная мощность электрической машины

Отношение мощности машины к ее активной поверхности представляет собой удельную мощность электрической машины. Активная поверхность машины определяется соотношением

$$S = arl = \alpha_* \pi D l = 2\pi r l, \quad (1-14)$$

где ar — длина активной дуги статора; α_* — ее отношение к $2\pi r$; D — диаметр активной поверхности; l — активная длина сердечника; так как вентиляционные радиальные каналы и другие осевые разрывы в сердечнике неактивны в электромагнитном отношении, то величина l включает лишь осевой размер самого сердечника.

Уровень удельной мощности электрической машины является одним из главных критериев для объективной и наглядной оценки степени совершенства машины. Чем выше этот уровень, тем меньше масса и габариты.

Для определения величины удельной мощности электрической машины обратимся к простейшей удельной величине — удельному давлению.

Пусть удельное давление одного тела на другое равно F_s [н/м²]. Помножив числитель и знаменатель этой размерности на метр, получим новую размерность величины F_s [н·м/м³], выражающую объемную плотность энергии W_v . Таким образом, поверхностная

плотность силы (удельное давление) и объемная плотность энергии являются тождественными физическими понятиями, т. е.

$$F_s = W_v \quad (1-15)$$

У любых двигателей движение обусловлено разностью объемных плотностей энергии, т. е. удельных давлений: до и после поршня — у поршневых двигателей; до и после лопаток — у турбин; до и после камеры сгорания — у ракет.

В электрических машинах действует разность электромагнитных касательных сил, обусловленных электрическим током во внешнем магнитном поле, т. е. в поле возбуждения. Если B — эффективное (среднеквадратичное) значение магнитной индукции этого поля в зазоре между обращенными друг к другу активными поверхностями статора и ротора, то из закона сохранения и преобразования энергии вытекает следующее соотношение, определяющее среднюю касательную электромагнитную силу F_t единичного проводника, при линейной скорости поля относительно проводника v в функции его электромагнитной мощности $EI \cos \psi$:

$$F_t v = EI \cos \psi = Blv \cos \psi,$$

откуда

$$F_t = B l \cos \psi. \quad (1-16)$$

Если имеем не единичные проводники, а обмотку, причем k_w — обмоточный коэффициент, т. е. отношение геометрической суммы э. д. с. к арифметической, то средняя вдоль полюсного шага электромагнитная касательная сила на один проводник обмотки составляет

$$F_t = k_w B l \cos \psi. \quad (1-17)$$

Разделив эту силу на произведение активной длины сердечника l и пазового шага t , т. е. на площадь пазового шага lt , и учитывая то, что l/t есть удельный ток, или линейная нагрузка A , получим выражение для средней вдоль полюсного шага удельной касательной электромагнитной силы

$$F_t = k_w B A \cos \psi. \quad (1-18)$$

Имея в виду в правой части этой формулы номинальные значения величин, получим, что у современных электрических машин мощностью от десятых долей киловатта до сотен тысяч киловатт номинальный уровень величины (1-18) составляет от тысячных до сотых долей н/см² (от сотых до десятых долей кгс/см²).

Произведение удельной касательной силы и линейной скорости v_1 магнитного поля определяет электромагнитную мощность на единицу активной поверхности

$$P_s = F_t v = k_w B v_1 A \cos \psi = E A \cos \psi. \quad (1-19)$$

В этой формуле величина

$$E = k_w B v_1 = 2k_w \tau f B \quad (1-20)$$

(где f — частота переменного тока) представляет собой удельную э. д. с., т. е. э. д. с. на единицу активной длины проводника якоря, и соответствует напряженности электрического поля якоря. Величина A определяет напряженность магнитного поля якоря на его активной поверхности. Поэтому формула (1-19) выражает электромагнитную мощность на единицу активной поверхности любой электрической машины: асинхронной, синхронной и постоянного тока, с круговым, дуговым и линейным статором, с жидким, газовым и твердым токопроводящим контуром. У различных по мощности, напряжению и скорости машин номинальный уровень удельной мощности находится в пределах от единиц до тысяч ватт на 1 см^2 активной поверхности, причем нижний предел относится к машинам малой мощности, а верхний — к машинам весьма большой мощности.

У асинхронных машин, питаемых со стороны статора, величина $k_w A \cos \psi$ относится к цепи ротора, т. е. $\psi = \psi_2$. При нагрузках от нуля до номинальной частота токов ротора сравнительно мала. Поэтому в этих режимах обычно $\cos \psi_2 = 0,97 \div 0,99$. Обмоточный коэффициент короткозамкнутого ротора $k_w = 1$.

В отличие от асинхронных у синхронных машин обычной конструкции токи проводников статора взаимодействуют с магнитным полем возбуждения, созданным ротором. Поэтому величина $k_w A \cos \psi$ относится здесь к цепи статора. У машин постоянного тока величина $k_w A \cos \psi$ относится к цепи ротора, причем $k_w = 1$, $\cos \psi = 1$.

1-5. Единичное активное сопротивление

Активное сопротивление, отнесенное к единице площади активной поверхности статора или ротора машины, представляет собой единичное активное сопротивление и определяется соотношением

$$R_s = \frac{\rho k_R k_F}{h} = \frac{\rho''}{h}, \quad (1-21)$$

где ρ — удельное электрическое сопротивление токопроводящего материала обмотки; k_R — относительная длина витка (отношение длины витка к длине активной его части); k_F — коэффициент, учитывающий поверхностный эффект (коэффициент Фильда); h — толщина токопроводящей оболочки (имея в виду распределенный по всей поверхности статора или ротора токопроводящий материал). Для обмотки, сосредоточенной в пазах,

$$h = \frac{S_l}{t} = \frac{A}{j}, \quad (1-22)$$

где S_l — поперечное сечение всех проводников пазы; t — пазовый шаг; A — линейная нагрузка (удельный ток); j — плотность тока.

Средний коэффициент Фильда определяется формулой

$$k_F = \frac{k_{Fa} + k_{Fl}(k_R - 1)}{k_R}, \quad (1-23)$$

где k_{Fa} и k_{Fl} — частные коэффициенты Фильда, учитывающие поверхностный эффект отдельно в активной и неактивной (лобовой) части витка. Величиной ρ'' в (1-21) обозначено произведение $\rho k_R k_F$.

С увеличением номинальной мощности машины эквивалентная толщина оболочки по (1-22) растет незначительно, чему по (1-21) соответствует незначительное снижение единичного активного сопротивления. Обычно оно остается в пределах миллионных долей ома у роторов (или статоров) машин весьма широкого диапазона мощностей, напряжений и частот вращения.

Относительная длина витка фазовой обмотки составляет

$$k_R = 1 + \frac{L_l}{l}, \quad (1-24)$$

где L_l — длина всех неактивных (лобовых) частей обмотки (включая ее отрезки в радиальных каналах между пакетами сердечника, а также междукатушечные соединения).

У тихоходных машин с круговым статором высокого напряжения optimum отношения l/τ находится обычно в пределах $1 \div 2$, а величина k_R у машин с малым полюсным шагом достигает 4 и более.

У дугостаторных машин увеличение диаметра ротора сочетается с увеличением отношения l/τ до 12 (при соответствующем уменьшении центрального угла).

Кроме того, общая длина неактивных частей обмотки между пакетами у таких машин обычно равна нулю. Поэтому относительные величины k_{*R1} и ρ_{*1}'' , равные отношению величин k_R и ρ'' обмотки дугового статора к соответствующим величинам обмотки эквивалентного кругового статора, могут достигать значений

$$k_{*R1} = \rho_{*1}'' = 0,3. \quad (1-25)$$

Следует отметить, что единичное активное сопротивление ротора связано с величиной удельной мощности. Действительно, если E — удельная э. д. с. по (1-20); R_{S2} — единичное активное сопротивление ротора по (1-21); σ — относительные потери мощности от токов частоты скольжения, выраженные в долях от электромагнитной мощности, то удельное значение этих токов (линейная нагрузка) составляет

$$A_2 = \frac{E \sigma \cos \psi_2}{R_{S2}}. \quad (1-26)$$

Подставив (1-26) в (1-19), получим следующий вариант формулы удельной электромагнитной мощности:

$$P_s = \frac{E^2 \sigma \cos^2 \psi_2}{R_{S2}}. \quad (1-27)$$

1-6. Некоторые расчетные величины ротора дугостаторной машины

Расчет дугостаторной машины, для которой в качестве ротора используется вращающаяся часть рабочей машины, осложняется тем, что расчетные величины обычного короткозамкнутого ротора в данном случае не могут быть определены при помощи известных расчетных формул. Рассмотрим основные из этих величин.

Ток в торце короткозамкнутого контура. Известная формула [7]

$$I_{\pi} = \frac{I}{2 \sin \frac{\pi p}{z}} \approx \frac{I z}{2 \pi p} \quad (1-28)$$

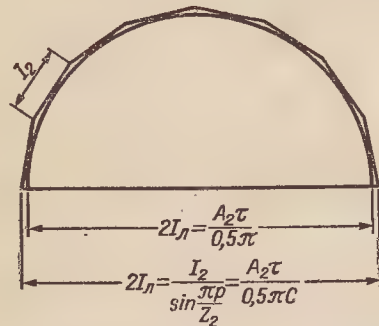


Рис. 1-4. К расчету тока в торце короткозамкнутого контура

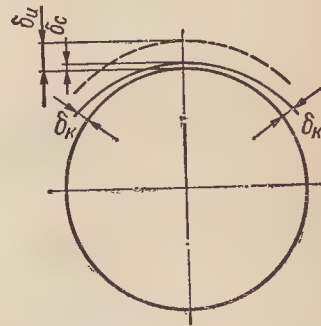


Рис. 1-5. Эксцентричная установка дугового статора

определяет ток короткозамыкающего кольца I_{π} в функции тока отдельного стержня I , числа стержней z и числа пар полюсов p . Но у короткозамкнутого контура в виде оболочки нет отдельных стержней и их токов.

Для определения тока в торце короткозамкнутого контура в функции независимых друг от друга величин обратимся к рис. 1-4. Искомый ток равен половине геометрической суммы токов полюсного шага, т. е.

$$I_{\pi} = \frac{A_2 \tau}{0,5 \pi \cdot 2 C_*} = \frac{A_2 \tau}{\pi C_*}, \quad (1-29)$$

где произведение линейной нагрузки ротора A_2 на полюсный шаг τ может быть выражено в известном масштабе полуокружностью; частное от деления ее длины на $0,5 \pi$ определяет диаметр этой окружности — геометрическую сумму токов. Величина C_* равна отношению хорды к дуге электрического угла между токами двух смежных стержней. Число последних даже у обычного ротора таково, что величина C_* близка к единице, а у короткозамкнутого контура в виде оболочки $C_* = 1$.

Из формулы (1-29) ясно, что полюсный шаг (следовательно, и линейная скорость) является основным фактором, определяющим

ток в торце, и для его вычисления не требуется знать число полюсов, число отдельных стержней и токи в них.

Относительная длина эквивалентного витка короткозамкнутой обмотки. Линейной нагрузке (удельному току) ротора A_2 соответствует осевая полоска тока шириной 1 см. Ток в торце согласно (1-29) равен произведению A_2 на $\frac{\tau}{\pi C_*}$. Это означает, что при одинаковых

в торцах и осевой части плотностях тока и одинаковых удельных сопротивлениях токопроводящего материала каждый торец как бы удлиняет осевую полоску тока на величину $\frac{\tau}{\pi C_*}$; тогда относительная длина эквивалентного витка короткозамкнутой обмотки может быть найдена по формуле

$$k_R = 1 + \frac{2}{\pi C_*} \cdot \frac{\tau}{l} + b_*, \quad (1-30)$$

где b_* — отношение длины других, кроме торцов, неактивных частей к активной длине витка l .

В более общем случае, когда в торцах и в осевой части плотности тока j_{π} и j и удельные сопротивления ρ_{π} и ρ различны, искомая относительная длина эквивалентного витка определяется соотношением

$$k_R = 1 + \frac{2}{\pi C_*} \cdot \frac{\tau}{l} j_{\pi} \rho_{\pi} + b_*, \quad (1-31)$$

где j_{π} и ρ_{π} соответственно отношение плотности тока и удельного сопротивления торца короткозамыкающего кольца к плотности тока и удельному сопротивлению осевой части стержней.

Следует отметить, что у дугостаторной машины, в отличие от круговой, увеличенный диаметр ротора сочетается с повышенным отношением l/τ . Кроме того, у нее нет неактивных частей короткозамкнутой обмотки ротора между пакетами. Поэтому у ротора дугостаторной машины величина k_{R2} меньше k_{R02} такого же ротора круговой машины и отношение этих величин

$$k_{*R2} = \frac{k_{R2}}{k_{R02}} = (0,65 \div 0,75). \quad (1-32)$$

Поперечное сечение короткозамыкающего кольца S_{π} определяется по (1-22) и (1-29);

$$S_{\pi} = \frac{A_2 \tau}{\pi C_* I_{\pi}} = \frac{h \tau}{\pi C_*}. \quad (1-33)$$

Коэффициент приведения единичных сопротивлений ротора к сопротивлению в цепи статора. Сущность приведения, как известно, заключается в том, что параметры цепи при данных потерях мощности и данном объеме токопроводящего материала приводятся к параметрам в другой цепи. Обычно вторичная цепь приводится к первичной.

Активное сопротивление приводимой цепи

$$R_2' = \frac{\rho'' l N_\Phi}{S_i}, \quad (1-34)$$

где N_Φ — число проводников фазы первичной цепи; ρ'' по (1-21) равно произведению величин $\rho k_R k_F$, соответствующих приводимой цепи, а S_i — ее эквивалентное поперечное сечение;

$$S_i = \frac{2\pi h}{m N_\Phi}. \quad (1-35)$$

Здесь m — число фаз статора; значения остальных величин указаны выше.

Подставив (1-35) в (1-34) и обозначив отношение обмоточного коэффициента цепи статора к обмоточному коэффициенту приводимой цепи через k_{*w1} , получим

$$R_2' = \frac{\rho''}{h} \cdot \frac{m l N_\Phi^2 k_{*w1}^2}{2\pi\tau} = \frac{\rho''}{h} m l_* N_\Phi^2 k_{*w1}^2, \quad (1-36)$$

где величина ρ''/h выражает по (1-21) единичное активное сопротивление приводимой цепи, а l_* — отношение активной длины статора к длине его активной дуги ($2\pi\tau$).

Таким образом, коэффициент приведения единичного сопротивления цепи ротора к сопротивлению в цепи фазы обмотки статора

$$k = m l_* N_\Phi^2 k_{*w1}^2. \quad (1-37)$$

Для приведения удельных величин ротора к удельным величинам статора следует пользоваться следующими соотношениями соответственно для э. д. с., токов (линейных нагрузок) и сопротивлений:

$$E_2' = E_2 k_{*w1}; \quad A_2' = A_2 \frac{1}{k_{*w1}}; \quad z_S' = z_S k_{*w1}^2. \quad (1-38)$$

В отличие от соотношений для абсолютных величин напряжений, токов и сопротивлений, соотношения для удельных величин не зависят от числа витков и числа фаз обмоток.

1-7. Единичное индуктивное сопротивление

У простейшей обмотки в виде неферромагнитной оболочки толщиной h , покрывающей ферромагнитный сердечник, индуктивность, обусловленная поперечным магнитным полем рассеяния, отнесенная к единице площади (единичная индуктивность), составляет

$$L_S = \frac{1}{A^2} \int_0^h \mu_0 H_z^2 dZ, \quad (1-39)$$

где A — линейная нагрузка (эффективное значение удельного тока), определяющая напряженность рассматриваемого поля рассеяния на активной поверхности оболочки; H_z — среднеквадратичное

вдоль полюсного шага значение напряженности рассматриваемого поля на данной глубине Z оболочки; μ_0 — ее магнитная проницаемость. Интеграл выражает отнесенную к единице поверхности двойную энергию магнитного поля, равную произведению удвоенной объемной плотности энергии магнитного поля $\mu_0 H_z^2$ на глубину оболочки. При одинаковой на различной глубине плотности тока j на любой глубине оболочки напряженность $H_z = jZ$. Поэтому у такой оболочки в соответствии с (1-39)

$$L_S = \frac{1}{3} \mu_0 h. \quad (1-40)$$

Поперечное поле рассеяния является в данном случае аналогом пазового рассеяния. При неферромагнитной обмотке, сосредоточенной в пазах, шаг которых равен t , а ширина — b_n , длина путей рассматриваемого поперечного поля сокращается в t/b_n раз, что во столько же раз (если нет магнитного насыщения) повышает искомую единичную индуктивность, т. е.

$$L_S = \frac{1}{3} \mu_0 h \frac{t}{b_n} = \mu_0 \lambda t, \quad (1-41)$$

где $\lambda = \frac{h}{3b_n}$ определяет в данных условиях коэффициент магнитной проводимости пазового рассеяния.

Единичная индуктивность всей асинхронной машины

$$L_S = \mu_0 \lambda_1 t_1 + \mu_0 \lambda_2 t_2 k_{*w1}^2 = \mu_0 \lambda_1 t_1 k_\lambda. \quad (1-42)$$

Индексы 1 и 2 относятся соответственно к статору и ротору, λ_1 и λ_2 — их суммарные коэффициенты магнитной проводимости рассеяния; k_{*w1} — отношение обмоточного коэффициента первичной цепи к обмоточному коэффициенту вторичной цепи; k_λ — отношение индуктивности всей машины к индуктивности первичной цепи.

Из (1-42) определяется единичное индуктивное сопротивление машины:

$$x_S = \omega L_S = \omega \mu_0 \lambda_1 t_1 k_\lambda. \quad (1-43)$$

Обычные значения k_λ для обмотки ротора в виде неферромагнитной оболочки, короткозамкнутой клетки, зубчатого и гладкого массивного цилиндра соответственно составляют $k_{\lambda 1} \leq 1,4$; $k_{\lambda 2} \leq 2$; $k_{\lambda 3} \leq 3$; $k_{\lambda 4} \leq 4,5$. Величина x_S при $\omega = 2\pi f = 314$ у различных машин может составлять от сотых до миллионных долей ома.

Уровень единичного индуктивного сопротивления дугостаторных асинхронных машин по сравнению с круговыми машинами значительно ниже. Это объясняется снижением почти всех составляющих магнитной проводимости рассеяния.

Коэффициент магнитной проводимости рассеяния лобовых частей дугостаторной машины снижается благодаря высоким значениям отношения l/τ , достигающим до 12.

Коэффициент магнитной проводимости пазового рассеяния снижается из-за меньшей глубины пазов дугостаторной машины, что определяется большими значениями допустимой плотности тока.

Значительное теплорассеяние ротора дугостаторной машины позволяет устранить радиальные вентиляционные каналы, а с ними и проходящие здесь неактивные отрезки обмоток, что также уменьшает общее магнитное рассеяние.

Подробные расчеты показывают, что единичное индуктивное сопротивление дугостаторных асинхронных машин снижается на 50% по сравнению с сопротивлением круговых машин.

1-8. Относительный уровень удельной электромагнитной мощности дугостаторных асинхронных машин

Для всесторонней оценки дугостаторных машин по возможно-му уровню удельной электромагнитной мощности необходимо, кроме выведенных выше соотношений, найти также зависимость удельной мощности от единичного индуктивного сопротивления и перегрузочной способности (статической перегружаемости). Последняя, как и нагрев, является одним из основных факторов, ограничивающих возможность увеличения удельной мощности бесколлекторных машин.

Для асинхронной машины любого типа удельное напряжение (напряжение на единицу длины проводника обмотки)

$$U = k_w \frac{B}{k_E} v_1 = k_w B_u v_1, \quad (1-44)$$

где B — среднеквадратичное значение индукции в зазоре машины; k_E — отношение э. д. с. главного поля к напряжению на зажимах машины; v_1 — синхронная линейная скорость; k_w — обмоточный коэффициент; величина

$$B_u = \frac{B}{k_E} \quad (1-45)$$

выражает среднеквадратичную индукцию в зазоре, отнесенную к напряжению на зажимах обмотки.

У асинхронной машины величина B_u определяет ту индукцию в зазоре, которую мы получили бы при нулевом падении напряжения в обмотке статора. Эта индукция не зависит от нагрузки машины и может быть названа исходной.

Если A — удельный ток (линейная нагрузка) статора, то мощность на единицу активной поверхности, отнесенная к зажимам машины, в любом режиме составит

$$P_{s1} = UA \cos \varphi = k_{w1} B_u v_1 \cos \varphi. \quad (1-46)$$

Максимум этой мощности, как известно, легко определить по круговой диаграмме асинхронного двигателя. В точке, соответствующей максимуму мощности, величина $A \cos \varphi$ может быть принята равной половине диаметра круга. Поэтому в данной точке

$$A \cos \varphi = \frac{A_{kt2}}{2} = \frac{U}{2x_s}, \quad (1-47)$$

где A_{kt2} — линейная нагрузка (удельный ток) ротора при идеальном коротком замыкании; x_s — единичное индуктивное сопротивление машины [см. (1-43)]. По (1-46) и (1-47) максимум удельной мощности, отнесенной к зажимам машины

$$P_{sim} = \frac{U^2}{2x_s}. \quad (1-48)$$

Имея в виду, что перегрузочная способность (статическая перегружаемость) машины F_{*m} равна отношению максимальной мощности к номинальной, получим, что удельная номинальная электромагнитная мощность

$$P_s = \frac{\eta_{1m}^{\pm 1} U^2}{2x_s F_{*m}}, \quad (1-49)$$

где $\eta_{1m}^{\pm 1}$ — к. п. д. в точке максимума электромагнитной мощности машины; знак плюс соответствует двигательному, знак минус — генераторному режиму машины. Из круговой диаграммы также следует, что

$$\eta_{1m} = 1 - \frac{R_{s1}}{x_s} \cdot \frac{2A_{1m}^2}{A_{kt2}^2} - \sigma_{Fm}, \quad (1-50)$$

где R_{s1} — единичное активное сопротивление по (1-21) обмотки статора; A_{1m} — удельный ток статора в точке критического скольжения; σ_{Fm} — относительные потери в стали статора в той же точке; значения остальных величин указаны выше.

Из (1-49) видно, что для повышения удельной мощности машины необходимо стремиться к минимуму ее единичного индуктивного сопротивления.

По удельной мощности может быть определена активная поверхность машины:

$$S = \frac{P_e}{P_s} = \frac{P_2}{(1 \pm \sigma_f) P_s}, \quad (1-51)$$

где P_e — электромагнитная мощность; P_2 — мощность на выходе; σ_f — относительные потери в роторе от токов всех частот, взятые со знаком плюс — у двигателя, минус — у генератора.

У дугостаторных машин имеется возможность значительного повышения уровня удельной электромагнитной мощности по сравнению с асинхронными машинами обычного исполнения.

Это обусловлено тем, что у дугостаторных машин могут быть увеличены линейная скорость и исходная магнитная индукция в зазоре. Кроме того, единичное индуктивное сопротивление у дугостаторных машин существенно меньше, чем у машин обычного исполнения. Если принять, что у дугостаторных машин повышается линейная скорость на 80%, индукция на 20%, а единичное индуктивное сопротивление меньше на 40%, то уровень удельной электромагнитной мощности дугостаторной асинхронной машины повысится примерно в 8 раз, а при больших значениях индукции и до 12 раз. Точные рекомендации по выбору указанных величин могут быть сделаны только для конкретных условий, однако возможности повышения удельной мощности у дугостаторных машин, в силу их особенностей, всегда имеются. Если к этому добавить, что необходимая номинальная мощность дугостаторных машин меньше, чем номинальная мощность обычных машин с редуктором (1-13), то преимущества дугостаторного электропривода, особенно для мощных тихоходных рабочих машин, становятся очевидными.

1-9. Магнитный зазор дугостаторной машины

Применение неферромагнитных покрытий и оболочек на роторе электрических машин обуславливает необходимость замены термина «воздушный зазор» термином «магнитный зазор», под которым понимается кратчайшее расстояние между взаимодействующими ферромагнитными поверхностями магнитной цепи. Термин магнитный зазор, таким образом, идентичен применявшемуся когда-то термину «междужелезное пространство». В дальнейшем, применяя термин магнитный зазор, или сокращенно «зазор», будем иметь в виду данное выше определение.

В дугостаторных машинах величина магнитного зазора не является жестко фиксированной. Зазор может изменяться из-за тепловых деформаций, как в обычных машинах, и под действием касательных и радиальных сил, которые у дугостаторных машин в ряде случаев вызывают относительное смещение статора и ротора. Экспериментальные данные показывают, что первоначально установленный зазор дугостаторной машины после включения несколько изменяется: по краям дуги статора зазор уменьшается, в середине дуги зазор увеличивается.

Так как у дугостаторной машины, особенно при малом центральном угле, можно сравнительно просто изменять величину магнитного зазора радиальным смещением статора относительно ротора, то имеется возможность в некоторой степени нейтрализовать последние деформации зазора эксцентрической установкой статора относительно ротора (рис. 1-5). При такой установке магнитный зазор под концами дуги статора δ_k оказывается больше, чем под ее серединой δ_c . Опыт показывает, что наилучшие результаты достигаются, если выполняется условие $\frac{\delta_k}{\delta_c} = 1,1 \div 2$. Меньшие зна-

чения указанного соотношения относятся к машинам с меньшим центральным углом статора α .

Данная форма магнитного зазора имеет еще то преимущество, что позволяет увеличить допуски по радиусу на обработку активных поверхностей, а это упрощает изготовление машины. Наконец, большая величина зазора на краях дуги статора (которая частично сохраняется и после включения машины) уменьшает краевые потери мощности и асимметрию фазных токов статора (см. гл. 2).

Предлагаемая форма магнитного зазора проще всего достигается следующим образом: радиусы активных поверхностей ротора и дугового статора задаются такими, чтобы при концентричной их установке относительно друг друга получить равномерный зазор величиной

$$\delta_n = \frac{\delta_k - \delta_c \cos \frac{\alpha}{2}}{1 - \cos \frac{\alpha}{2}}. \quad (1-52)$$

Затем статор смещается радиально к активной поверхности ротора до получения заданных зазоров в середине и на концах дуги.

Выясним возможный уровень отношения δ_n/δ_c . Приняв для примера $\delta_k/\delta_c = 1,6$ и $\alpha = 18 \div 90^\circ$, получим по (1-52)

$$\delta_n = (49,6 \div 3,05) \delta_c.$$

Поэтому, чем меньше центральный угол статора, тем больше допуск по радиусу у активных поверхностей машины.

Следует отметить, что изменение магнитного зазора может быть использовано для понижения скорости агрегата, которое требуется при его наладке и вводе в эксплуатацию. Временное увеличение зазора достигается практически без дополнительных затрат, тогда как используемое для уменьшения скорости понижение напряжения статора требует затрат и не всегда возможно, особенно у машин высокого напряжения. При увеличении магнитного зазора снижается индукция, что повышает скольжение и соответственно уменьшает скорость.

На величину устанавливаемого магнитного зазора влияет также размещение дугового статора, которое может быть выполнено по различным вариантам.

Верхнее внешнее размещение статора ведет к магнитной подвеске ротора, что снижает давление на подшипники машины, если вес ротора больше подъемной магнитной силы. Но во многих случаях такое размещение статора усложняет фундаментные опоры, увеличивает радиальные качания ротора в подшипниках скольжения, вынуждает увеличить магнитный зазор.

Нижнее внешнее размещение дугового статора позволяет упростить фундаментные опоры, укоротить пролет между ними, уменьшить прогибы и массу станины статора, снизить среднюю величину магнитного зазора, сделать более удобным обслуживание всего

агрегата. При этом увеличивается давление на подшипники рабочей машины. Однако в большинстве случаев это не столь важно по сравнению с перечисленными преимуществами, особенно при подшипниках качения.

Боковое размещение статора относительно ротора рационально тогда, когда есть вероятность, что во время работы агрегата будут иметь место значительные качения статора или ротора по вертикали.

На величину деформации магнитного зазора влияет также конструкция подшипников агрегата. У подшипников скольжения собственные зазоры (между шейкой вала и цапфой) больше, чем у подшипников качения и неодинаковы по окружности цапфы: у машин с горизонтальной осью вращения, где вес ротора больше центробежных сил, вызываемых эксцентриситетом, зазор при работе машины меньше в нижней части вкладыша и больше вверху и по бокам. Например, у полуобъемлющих подшипников скольжения диаметром 2 м барабанных мельниц типоразмера Ш-50 боковой односторонний зазор, а с ним и радиально-горизонтальные качения ротора достигают 3 мм. У таких машин середина дуги статора должна совпадать с направлением наименьших радиальных смещений ротора.

В отношении опасности задеваний ротора о статор магнитный зазор на концах дуги статора δ_k эквивалентен следующей величине магнитного зазора δ_0 у машин с круговым статором:

$$\delta_0 = \frac{\delta_k}{\sin \frac{\alpha}{2}}. \quad (1-53)$$

Поэтому, например, у статора с $\alpha = 36^\circ$ смещения статора или ротора, параллельные хорде дуги статора, безопасны в отношении задевания, даже если они равны трехкратной величине зазора δ_k .

Рассмотрим вопросы выбора величин минимального магнитного зазора.

Для асинхронных машин с круговым статором имеются опытные данные, графики и эмпирические формулы, определяющие минимальный зазор [7, 27, 28, 32]. Так, например, для тихоходных машин [7] предложена формула

$$\delta = \frac{D}{1600} + 0,6 \text{ [мм]}. \quad (1-54)$$

В сущности, главным фактором, определяющим необходимый зазор, является длина дуги. Но при круговом статоре эта длина однозначно определяется по активному диаметру. Поэтому величина необходимого магнитного зазора дана в функции диаметра D . Указанную формулу можно распространить на асинхронные машины с дуговым и линейным статором, если умножить числитель и знаменатель на π . Тогда

$$\delta = \frac{\pi D}{1600\pi} + 0,6 = \frac{2p\tau}{5000} + 0,6 \text{ [мм]}. \quad (1-55)$$

Эта формула приближенно определяет минимум искомой величины. Однако для учета конкретных условий различных машин при выборе зазора необходимо исходить из суммарного действия ряда факторов, определяющих минимальный магнитный зазор, допустимый в холодном состоянии машины. Основные из этих факторов следующие.

1. *Приращение радиуса ротора при нагреве.* Это слагаемое определяется соотношением

$$\Delta r_1 = r\alpha_0\vartheta k_t, \quad (1-56)$$

где r — радиус ротора; α_0 — коэффициент линейного расширения; ϑ — температура перегрева ротора; k_t — коэффициент, учитывающий неравномерность температурных линейных расширений ротора по различным радиусам. Такая неравномерность имеет место, если ротор большого диаметра выполняется из нескольких частей. Тогда из-за толстых стыковых пластин сопротивление на растяжение обода вдоль оси разъема в несколько раз больше, чем поперек, и температурные деформации в различных направлениях оказываются неодинаковыми. Так, например, у ротора барабанной мельницы Ш-16 коэффициент k_t получился равным 1,8 (величина k_t определялась по магнитным зазорам, измеренным по различным осям до и после нагрева ротора).

У дугостаторной машины перегрев ротора может быть получен в пределах до 20° , чему соответствует небольшое значение величины Δr_1 .

2. *Радиальные качания ротора в подшипниках.* У машин с круговым статором слагаемое магнитного зазора Δr_2 , обусловленное этим фактором, достигает величины, равной одностороннему зазору в подшипниках δ_{nm} . У дугостаторных машин можно уменьшить это слагаемое практически до нуля, разместив статор таким образом, чтобы его середина пришлась против места нулевых радиальных качаний ротора. Следовательно, если у машин с круговым статором $\Delta r_2 = \delta_{nm}$, то у машин с дуговым статором можно считать $\Delta r_2 = 0$.

3. *Эксцентриситет, эллиптичность и неровности активной поверхности ротора,* обусловленные погрешностями изготовления и монтажа. Этот фактор может быть учтен слагаемым магнитного зазора Δr_3 , связанным через коэффициент C с радиусом ротора r ,

$$\Delta r_3 = Cr. \quad (1-57)$$

У дугостаторных машин можно получить $C \leq 1,6 \cdot 10^{-4}$. Такая малая величина достигается обточкой активной поверхности ротора при его вращении в собранной машине под действием включенного дугового статора (см. гл. 4).

4. *Выступы вырубков и другие неровности активной поверхности статора из-за несовершенства изготовления и сборки.* Без обточки или шлифовки активной поверхности статора, но при хорошем качестве сборки слагаемое минимального зазора Δr_4 , обусловленное

указанными факторами, будет даже у крупных машин не превышать 0,5 мм, т. е. $\Delta r_4 \leq 0,5$ мм.

5. *Деформация активных поверхностей машины в работе.* После включения машины возникают силы, деформирующие магнитный зазор, установленный в покое и холодном состоянии статора и ротора. При этом действие сил на величину и форму зазора проявляется немедленно после пуска машины, тогда как деформирующее действие тепла, выделяющегося в статоре и роторе, растягивается на десятки минут и достигает максимума после процесса нагрева. Слагаемое магнитного зазора, обусловленное деформацией, Δr_5 в любой точке между обращенными друг к другу активными поверхностями машины, должно быть достаточным, чтобы исключить задевания ротора о статор. Для этого Δr_5 должно быть не меньше первого слагаемого формулы (1-55). Кроме того, должна быть учтена активная длина машины l , которая также влияет на величину деформации зазора. Соответственно

$$\Delta r_5 = \frac{2pr + l}{5000}. \quad (1-58)$$

Сумма найденных пяти слагаемых определяет величину минимального магнитного зазора, рассчитанного для машины в холодном состоянии. Чтобы иметь представление об уровне этой величины, обратимся к примеру.

У дугостаторного асинхронного двигателя на 1000 квт, 0,36 синхронных об/сек, 50 гц, спроектированного автором в 1965 г., радиус ротора $r = 4500$ мм, $\alpha = 40^\circ$, $l = 1284$ мм, $\vartheta = 10^\circ$ К, $\lambda = 11 \cdot 10^{-6}$, $k_t = 1,25$ (ротор из четырех частей).

По этим исходным данным в соответствии с изложенным выше получаем: $\Delta r_1 = 0,62$ мм, $\Delta r_2 = 0$, $\Delta r_3 = 0,72$ мм, $\Delta r_4 = 0,5$ мм, $\Delta r_5 = 0,89$ мм и $\delta_c = 2,73$ мм. У машины с круговым статором того же активного диаметра (рассчитывалась для сравнения) при перегреве стали ротора даже на 50° К получим $\delta = 12$ мм. При малом полюсном шаге машины это привело бы к такому низкому значению удельной мощности, что по расходу материалов и энергетическим показателям машина была бы совершенно неприемлема.

Таким образом, у дугостаторного двигателя минимальный магнитный зазор, рассчитанный для холодного состояния машины, получается относительно небольшим, так как у него меньше перегрев и тепловые деформации ротора, меньше длина дуги статора и ее деформации, больше допустимые смещения статора и ротора.

1-10. Использование дуговых статоров для синхронных машин

Дуговые статоры могут быть использованы не только для асинхронных, но и для синхронных машин с возбуждением от постоянных магнитов [65]. Последние имеют более высокие коэффициенты мощности и к. п. д., чем асинхронные, но изготавливаются на небольшие мощности.

Отметим ряд особенностей синхронных машин с постоянными магнитами. Магнитная проницаемость материала постоянных магнитов, как известно, сравнительно невелика. Поэтому магнитное сопротивление всей высоты постоянных магнитов составляет значительную часть сопротивления магнитной цепи машины и существенное изменение магнитного зазора приводит лишь к небольшому изменению суммарного магнитного сопротивления и связанных с ним величин. Например, в одном из разработанных автором образцов дугостаторных синхронных генераторов с постоянными магнитами увеличение магнитного зазора с 1 до 2, а затем до 3 мм изменило э. д. с. машины с 22,5 в соответственно лишь до 19 и 18,2 в. Высокое магнитное сопротивление постоянных магнитов снижает также поток реакции якоря.

Небольшие размеры, занимаемые каждым полюсом по окружности, позволяют выбрать форму поперечного сечения полюса прямоугольной, что упрощает изготовление. Чтобы исключить толчки и нарушение синхронного хода машины, постоянные магниты чередующейся полярности должны быть размещены на ободе ротора строго равномерно. Для этого отношение длины окружности обода к полюсному шагу, в отличие от асинхронных дугостаторных короткозамкнутых машин, должно быть только четным числом, чему соответствует возможность получения дискретных частот вращения по формуле

$$n = \frac{f}{p_2} = \frac{f\alpha_*}{p_1}, \quad (1-59)$$

где f — частота переменного тока; p_2 — число пар постоянных магнитов на роторе; p_1 — число пар полюсов обмотки статора; α_* — относительная активная дуга статора.

Для исключения поломок постоянных магнитов их необходимо размещать в гильзах из обычной стали. Стальная стенка гильзы, обращенная к статору, не увеличивает магнитного зазора, что позволяет получить более высокий коэффициент мощности. В стальных гильзах размещается короткозамкнутая клетка. В открытой части роторный обод с постоянными магнитами должен быть защищен, чтобы предупредить возможность прилипания к магнитам феррочастиц. В отличие от круговых машин с постоянными магнитами, где сборка и разборка машины весьма затруднена из-за прилипания статора к ротору, у дугостаторных синхронных машин с постоянными магнитами статор весьма просто отделяется от ротора (при разборке) или приближается к нему (при сборке) отжимными болтами. Дугостаторные синхронные машины с постоянными магнитами уже нашли применение как тахогенераторы в устройствах автоматизации и управления.

В заключение следует указать, что можно использовать дуговой статор и в электрических машинах других типов, в частности, униполярных машинах постоянного тока, работающих в качестве стартеров автомобильных двигателей [65].

ПОТЕРИ МОЩНОСТИ В ДУГОСТАТОРНОМ ДВИГАТЕЛЕ И СПОСОБЫ ИХ СНИЖЕНИЯ

2-1. Вводные замечания

Один из серьезных недостатков первых образцов дугостаторных двигателей — низкий к. п. д., обусловленный большими потерями мощности в двигателе. Уяснение природы потерь и разработка мер по их уменьшению значительно повысили к. п. д. дугостаторных двигателей и способствовали их возрастающему применению. Разомкнутый магнитопровод статора и массивность ротора отличают дугостаторный двигатель от обычного и вызывают увеличение потерь. Наличие «краев» у магнитопровода статора определяет появление особого вида потерь, так называемых краевых потерь.

В нешитах роторе возникают значительные вихревые токи, которые, в основном, являются полезными токами, взаимодействующими с бегущим полем статора. Однако высшие гармонические вихревых токов вызывают увеличение поверхностных потерь. В обычных асинхронных машинах, как известно, поверхностные потери входят в группу добавочных потерь и имеют относительно небольшую величину.

В ряде работ отмечены особенности расчета потерь в машинах с разомкнутым магнитопроводом [8, 35, 69—71], а также в асинхронных машинах с массивным ротором [4, 20, 21, 24]. В данной главе эти вопросы рассмотрены в совокупности на основе анализа физических процессов и данных экспериментов с дугостаторными машинами, разработанными автором. Наряду с расчетными формулами предложены способы уменьшения краевых и поверхностных потерь и показана эффективность применения этих способов.

2-2. Упрощенный анализ краевых потерь мощности

В дугостаторной машине дуговой статор взаимодействует с дуговым отрезком ротора. При движении проводники ротора на одном конце непрерывно входят в магнитное поле статора и поэтому индуктивно включаются, а на другом конце выходят из этого поля и поэтому индуктивно выключаются (в роторе с массивной оболочкой под проводниками понимаются ее короткозамкнутые контуры). На концах статора бегущее поле переходит в пульсирующее.

Рассмотрим процессы на входе (начало A дуги статора на рис. 2-1, a). Здесь проводники Π ротора входят в магнитный поток статора. Это означает, что магнитное поле оказывает на проводники тормозящее действие, что подтверждается картиной магнитных полей. На рис. 2-1, $в, г$ жирными стрелками представлены два возможных направления магнитного потока возбуждения на входе A статора. Если этот поток направлен, например, вверх, то в про-

воднике ротора при входе будут индуцироваться э. д. с. и ток, направленные на нас, чему соответствует направление магнитных линий проводника ротора, показанное тонкими стрелками. Совмещая это поле и поле статора, видим, что касательная сила взаимодействия направлена против движения проводника, т. е. является тормозной на входе.

Скорость v_2 , с которой контуры ротора входят под статор и пересекают его магнитный поток, равна действительной скорости ротора. Поэтому среднеквадратичное значение удельной э. д. с. у роторного контура на входе сравнительно велико и составляет

$$E_A = B_A v_1 (1 - \sigma), \quad (2-1)$$

где B_A — среднеквадратичное значение магнитной индукции в зазоре на входе A ; v_1 — синхронная линейная скорость; σ — скольжение.

Каждая полюсная группа движущихся проводников ротора проходит все значения переменной во времени индукции в зазоре на входе. Поэтому для каждой такой группы проводников действительно понятие о среднеквадратичной индукции и э. д. с. на входе.

С переходом проводника ротора в зону бегущего магнитного поля (точка L на рис. 2-1, a) э. д. с. этого проводника спадает до э. д. с. скольжения; ее удельное значение составляет

$$E_\sigma = B v_1 \sigma. \quad (2-2)$$

Таким образом, в проводниках ротора в процессе входа в магнитный поток статора возникает сложный переходный режим, (рис. 2-1, $б$): повышение тока на участке AL , начиная от нуля, и спад этого тока (по мере движения ротора) до значения, соответствующего данному скольжению. Семейство роторных переходных токов, показанное на рис. 2-1, $б$, относится к различным моментам входа проводников ротора под статор.

Энергетическая сущность процесса, возникающего в контурах ротора на входе под статор, заключается в следующем.

Тормозным электромагнитным силам на входе контуров ротора под статор соответствуют местные потери короткого замыкания:

$$P'_R = A_{au}^2 R_{sk2} l_a (1 - \sigma)^2, \quad (2-3)$$

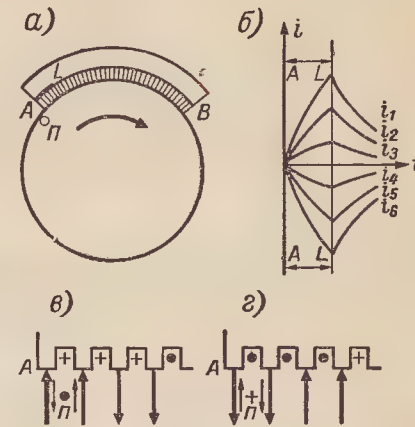


Рис. 2-1. К анализу краевых потерь мощности в дугостаторном двигателе: a — участки пульсирующего AL и бегущего LB поля; $б$ — кривые токов в проводниках ротора; $в, г$ — направление э. д. с. и токов при двух возможных направлениях потока возбуждения

где A_{au} — рассчитанное для синхронной скорости удельное эффективное значение переходных токов ротора на тормозном участке a ; τ_a — его средняя длина; l — активная длина машины; R_{Sk2} — единичное активное сопротивление ротора на входе.

Кроме того, непрерывно входящим под статор замкнутым контурам ротора сообщается энергия магнитного поля, которой у них не было до входа под статор. Это обуславливает появление электродинамических тормозных сил, противодействующих изменению энергии системы, подобно тому, как при изменении кинетической энергии массы возникают динамические силы реакции $m \frac{dv}{dt}$.

В механической системе мощность динамического торможения равна скорости нарастания кинетической энергии системы. В нашем случае эта мощность P'_L определяется энергией магнитного поля $A_a^2 L_{Sk2}$, передаваемой статором единице активной поверхности ротора на входе; произведение этой энергии на активную поверхность ротора lv_2 , входящую каждую секунду под статор, соответствует мощности электродинамического торможения контуров ротора при входе в магнитное поле статора. Вместе с тем мощность P'_L можно найти как произведение квадрата удельного эффективного значения переходных токов ротора A_a^2 (при действительной скорости ротора v_2), единичного индуктивного сопротивления ротора на входе x_{Sk2} и площади тормозного участка $l\tau_a$, где l — активная длина статора, а τ_a — средняя длина тормозного участка. Таким образом,

$$P'_L = A_a^2 L_{Sk2} lv_2 = A_a^2 x_{Sk2} l \tau_a. \quad (2-4)$$

Имея в виду, что $x_{Sk} = 2\pi f_a L_{Sk2}$ и $v_2 = 2\tau f_a$, где L_{Sk2} — единичное индуктивное сопротивление ротора на входе; τ — полюсный шаг и f_a — частота тока в роторе, можно по (2-4) найти среднюю для полюсной группы контуров ротора расчетную длину участка торможения:

$$\tau_a = \frac{L_{Sk2} v_2}{x_{Sk2}} = \frac{L_{Sk2} 2\tau f_a}{2\pi L_{Sk2}} = \frac{\tau}{\pi}. \quad (2-5)$$

Обратимся теперь к магнитным полям статора (см. рис. 1-2). Расстояние от края A до первой магнитной нейтрали изменяется через каждую $1/6$ периода, приобретая значения $\tau/6$, $\tau/3$ и $\tau/2$. Поэтому среднее расстояние за период равно $\tau/3$, что близко к длине тормозного участка τ_a . Следовательно, торможение проводников ротора, входящих в магнитное поле статора, заканчивается вблизи первой от входа магнитной нейтрали.

Сложив (2-3) и (2-4), получим сумму потерь мощности в роторе на входе в магнитное поле статора:

$$P'_a = A_{au}^2 R_{Sk2} l \tau_a (1 + \operatorname{tg} \psi_a) (1 - \sigma)^2. \quad (2-6)$$

При сложении было учтено, что x_{Sk2} и R_{Sk2} соответствует пуску, т. е.

$$\operatorname{tg} \psi_a = \operatorname{tg} \psi_{k2} = \frac{x_{Sk2}}{R_{Sk2}}. \quad (2-7)$$

Кроме того, имелось в виду, что $A_a = A_{au} (1 - \sigma)$.

Удельный ток на входе в поле статора A_{au} , соответствующей синхронной скорости, определяется соотношением

$$A_{au} = \frac{B_a v_1 \sin \psi_a}{x_{Sk2}}. \quad (2-8)$$

Относительный уровень потерь на входе σ_a может быть найден, исходя из выражения номинальной электромагнитной мощности машины:

$$P_e = \frac{A_{k2}^2 R_{Sk2} 2p\tau l}{M_{*п}}, \quad (2-9)$$

где A_{k2} — удельный ток ротора, соответствующий скольжению $\sigma = 1$; $2p\tau l$ — активная поверхность машины; $M_{*п}$ — кратность пускового момента машины по отношению к номинальному.

Разделив (2-6) на (2-9), получим искомое отношение

$$\sigma_a = \frac{A_{au}^2}{A_{k2}^2} \cdot \frac{M_{*п} (1 + \operatorname{tg} \psi_a) (1 - \sigma)^2 \tau_a}{2p\tau}. \quad (2-10)$$

Перейдем к рассмотрению процессов на выходе. Замкнутые контуры ротора непрерывно выходят из сцепления с магнитным полем возбуждения. Каждая единичная площадка активной поверхности ротора сцеплена с магнитным полем, энергия которого

$$W_{\mu S} = \frac{B_b^2 \delta_b''}{2\mu_0}, \quad (2-11)$$

где B_b — среднеквадратичная магнитная индукция в зазоре на выходе; μ_0 — магнитная проницаемость воздуха; δ_b'' — эквивалентный зазор на конце статора, равный произведению действительного зазора δ_b , коэффициента Картера k_δ и отношения k_μ полной намагничивающей силы (н. с.) к н. с. для зазора, т. е.

$$\delta_b'' = \delta_b k_\delta k_\mu. \quad (2-12)$$

Произведение энергии по (2-11) на поверхность ротора lv_2 , выходящую каждую секунду из магнитного поля статора, равно энергии переходных токов в единицу времени, уносимой замкнутыми контурами ротора. Эта энергия рассеивается в активном сопротивлении контуров и возмещается притоком энергии из сети в обмотку статора.

Таким образом, потеря мощности в роторе на выходе

$$P'_B = \frac{B_{в.с}^2 \delta_{в.с}'' \iota v_2}{2\mu_0} = \frac{B_{в.с}^2 \delta_{в.с}'' \iota 2\pi f_1 (1 - \sigma)}{2\mu_0}, \quad (2-13)$$

где индекс c относится к средним значениям величин на выходном участке.

Найдем относительный уровень потерь на выходе. Реактивная мощность контура определяется известным соотношением

$$Q = xI^2 = \omega LI^2 = 2\omega \frac{LI^2}{2}. \quad (2-14)$$

Реактивная мощность возбуждения на единицу активной мощности машины равна произведению двойной угловой частоты перемещения на удельную реактивную энергию поля возбуждения по (2-11), т. е.

$$Q_{\mu S} = 2\omega W_{\mu S} = \frac{\omega B^2 \delta''}{\mu_0}. \quad (2-15)$$

В функции тангенса угла $\operatorname{tg} \varphi_\mu$, соответствующего намагничивающему току I_μ , электромагнитная мощность машины по треугольнику мощностей составляет

$$P_e = \frac{Q_{\mu S}}{\operatorname{tg} \varphi_\mu} = \frac{\omega B^2 \delta'' 2\pi \iota l}{\mu_0 \operatorname{tg} \varphi_\mu}. \quad (2-16)$$

Разделив (2-13) на (2-16) и имея в виду, что $\omega_1 = 2\pi f_1$, получим искомое отношение

$$\sigma_B = \frac{P'_B}{P_e} = \frac{B_{в.с}^2}{B^2} \frac{\delta_{в.с}''}{\delta''} \frac{\operatorname{tg} \varphi_\mu}{4\pi r} (1 - \sigma), \quad (2-17)$$

причем

$$\operatorname{tg} \varphi_\mu = \operatorname{tg} \arcsin \frac{I_\mu}{I_1}. \quad (2-18)$$

Общая величина краевых потерь σ_{AB} (в долях от номинальной электромагнитной мощности машины) может быть получена как сумма (2-10) и (2-17). Если уменьшить величину σ_{AB} в $(1 - \sigma)$ раз, то получим общую величину краевых потерь мощности σ_{ABH} в долях от номинальной (механической) мощности машины. В качестве примера для исходных данных:

$$\frac{A_{au}}{A_{к2}} = 1; \quad M_{*п} = 1; \quad \operatorname{tg} \psi_a = 1; \quad \sigma = 0; \quad \operatorname{tg} \varphi_\mu = 1;$$

$$\frac{B_{в.с}}{B} = 1; \quad \frac{\delta_{в.с}}{\delta''} = 1; \quad \frac{\tau_a}{\tau} = \frac{1}{\pi}$$

приведем расчетные величины σ_{ABH} при различных значениях числа пар полюсов p :

p	1	2	3	4	5	6	7
σ_{ABH}	0,4	0,2	0,133	0,1	0,08	0,0667	0,057

Отсюда видно, что при малом числе пар полюсов краевые потери мощности составляют значительную величину. Для других исходных данных эти потери могут быть еще больше. Следовательно, необходимо принимать меры для их уменьшения.

Следует отметить, что в короткозамкнутых контурах ротора, находящихся под концами статора, независимо от величины скольжения, индуктируются токи первичной частоты. Их сдвиг фаз определяется по (2-7). Эти токи накладываются на токи частоты скольжения в роторе и являются по отношению к ним как бы высшими гармоническими токами. Полный удельный ток ротора может быть найден из формул для удельной электромагнитной мощности с учетом всех потерь в роторе, в том числе и краевых. Составляющие роторных токов от высших гармоник повышают также и реактивную составляющую тока холостого хода статора.

2-3. Некоторые опытные данные по краевым потерям

Значительные потери мощности в дугостаторных двигателях были отмечены уже при опытах с первыми образцами дугостаторных машин.

Трехфазный дуговой статор для кардмашины (1932 г.), рассчитанный на 0,9 кВт и 3,125 синхронных об/сек при частоте 50 гц, имел двухполюсную обмотку и активный центральный угол 23° . Ротором служил чугунный барабан кардмашины, диаметром 1,28 м без короткозамкнутой клетки.

В ходе испытаний было установлено, что при холостом ходе машины токи статора оказались в 3,5 раза больше расчетных и неодинаковыми в фазах. Причем это наблюдалось во всех режимах: при коротком замыкании, вращении ротора, а также при вынутом роторе. При движении барабана по стрелке А (рис. 2-2, а) и обратно было соответственно получено: $I_I = 1,7 I_{III} \approx 1,1 I_{II}$ и $I_{II} = 1,7 I_{III} \approx 1,1 I_I$, т. е. повышенные токи наблюдались в тех фазах обмотки, секции которых расположены на концах статора. При этом скольжение достигало 0,3. Высокое электрическое сопротивление чугуна барабана и его игольчатый покров толщиной 9 мм, увеличивший эквивалентный магнитный зазор, были не единственными причинами большого скольжения; оно наблюдалось также при холостом ходе барабана машины и при повышении напряжения.

Вторая двухполюсная модель (1933 г.) дугового статора к той же рабочей машине, с тем же полюсным шагом 12 см имела на каждом конце по дополнительному пазу с катушкой К, включенной по схеме рис. 2-2, б. Эти катушки несколько выравнивали фазные токи статора. В барабан было вставлено стальное кольцо с медной короткозамкнутой клеткой. Исследования этой модели показали, что мощность, измеренная на зажимах статора при вращающемся роторе, неизменно оказывалась значительно больше суммы мощности на валу машины и всех известных видов потерь мощности, причем несбалансированный остаток (в основном, краевые потери) составлял 122% от номинальной мощности при включенных дополнительных катушках К. Мощность на зажимах статора распределялась по фазам обмотки неравномерно, а именно: при направлении движения ротора по стрелке А (рис. 2-2, а) и обратно было получено соответственно:

$$P_I \gg P_{II}; \quad P_{II} \gg P_{III}$$

т. е. наибольшая мощность наблюдалась в фазе, имеющей обмоточные секции на том конце статора, где входит ротор; при неподвижном роторе фазные мощности статора почти выравнивались. Краевые потери изменялись пропорционально квадрату напряжения. Скольжение при холостом ходе барабана, т. е. при нагрузке 0,25 от номинальной мощности привода, составляло 0,14 и почти не изменялось при повышении напряжения. Выключение катушек, т. е. возвращение к схеме 2-2, а увеличивало мощность, потребляемую статором, и повышало скольжение.

Следует отметить, что изменения краевых потерь, возникающих в роторе, естественно, вызывали изменение мощности, потребляемой статором, и отражались поэтому на величине потерь, пропорциональных квадрату тока, поскольку при изменении потребляемой мощности менялся и ток статора.

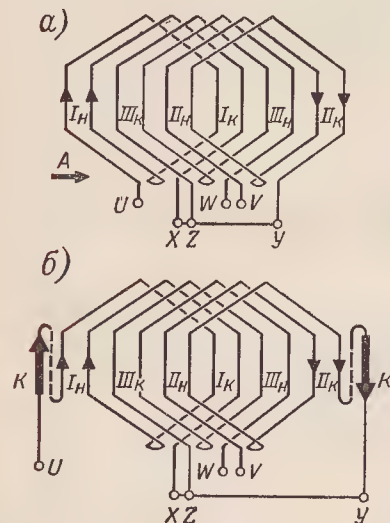


Рис. 2-2. Схемы обмоток первых дуговых статоров: а — без дополнительных катушек; б — с дополнительными катушками

Причину асимметрии фазных токов легко уяснить из рассмотренной полюсной системы, образуемой дуговым статором (см. рис. 1-2): на концах статора средний за полупериод полюсной шаг составляет $\frac{2}{3}$ от расчетного. Поэтому, если не принять соответствующих мер, намагничивающий ток при одной паре полюсов увеличится больше чем в 1,5 раза. Наибольшее увеличение намагничивающего тока наблюдается у тех фаз обмотки, секции которых находятся на концах статора. Рабочие токи фаз I и II соответствуют фазным мощностям, увеличенным краевыми потерями, поэтому эти токи также больше. Несимметричны и пусковые удельные токи:

$$A'_K = \frac{U \sin \varphi_K}{x_{SK}}, \quad (2-19)$$

так как на концах магнитное рассеяние (пазовое, дифференциальное и торцовое) неодинаково. Очевидно, что с увеличением числа полюсов статора электромагнитная асимметрия снижается.

Анализ опытных данных по ряду дугостаторных машин показал, что наибольшая потребляемая мощность наблюдается в той фазе обмотки статора, секции которой находятся на входном его конце. Краевые потери мощности в роторе являются преимущественно потерями на входе. При реверсе входным становится другой конец статора, и тогда наибольшая потребляемая мощность наблюдается в другой фазе обмотки статора, секции которой расположены в пазах на другом его конце. Двухполюсность первых дуговых статоров (1933 г.) и высокая кратность их пускового момента позволили явно заметить преобладание потерь на входе.

При холостом ходе наблюдается повышенное скольжение. Краевые потери мощности возникают в роторе и проявляются в виде тормозных сил. Им соответствует дополнительное скольжение, как при дополнительной механической нагрузке.

Осциллограммы тока стержня ротора, относящиеся к разным моментам входа стержня под статор, показывают пики тока (рис. 2-3). Сопоставление пиков тока на входе и выходе подтверждает, что на

выходе пики тока значительно меньше по амплитудам и короче по времени, чем на входе.

При вращающемся роторе индукция в зазоре на входе B_a минимальна, а по направлению от

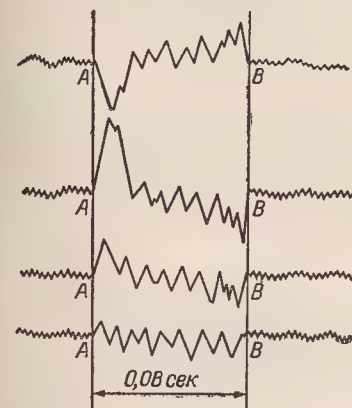


Рис. 2-3. Осциллограммы тока стержня ротора

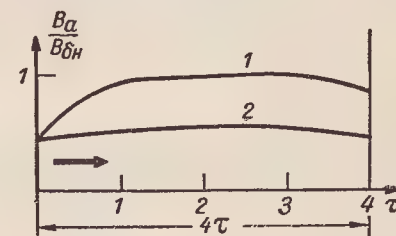


Рис. 2-4. Относительное изменение индукции в зазоре при вращающемся (1) и неподвижном (2) роторе (стрелкой показано направление движения ротора)

входа к выходу она восстанавливается до нормальной $B_{\delta H}$, соответствующей данному скольжению (рис. 2-4, кривая 1).

Это указывает на режим короткого замыкания ротора на входе: при таком режиме индукция в зазоре минимальна. По мере же продвижения роторных контуров под статором их ток короткого замыкания падает, и поэтому индукция в зазоре восстанавливается по направлению движения ротора. При неподвижном роторе (рис. 2-4, кривая 2) короткое замыкание имеет место в его контурах под всей длиной статора, и тогда индукция в зазоре одинакова вдоль длины статора.

В заключение следует отметить, что сравнение краевых потерь мощности, рассчитанных по формулам (2-6) и (2-13), с опытными данными показало достаточное для практики совпадение.

2-4. Способы уменьшения краевых потерь

Разработка способов уменьшения краевых потерь составила значительную часть в исследовательских и конструкторских работах автора по созданию дугостаторных систем [41—66]. В одних условиях эти способы дополняют друг друга, решая совместно

задачу, в других условиях достаточно применить один какой-либо способ. Принципиальная сущность всех способов уменьшения краевых потерь основана на снижении э. д. с. контуров ротора на входе и выходе под концами статора.

Увеличение числа полюсов обмотки статора. Эффективность этого метода снижения краевых потерь мощности очевидна из соотношений (2-10) и (2-17). Однако в ряде случаев большое число полюсов обмотки статора дугостаторной машины неприемлемо по другим соображениям (например, из-за малой величины полюсного шага τ).

Дополнительные обмоточные секции на концах дуги статора. Как было показано выше, включение катушек K (рис. 2-2, б) выравнивает фазные токи статора и уменьшает потери мощности. В табл. 2-1 приведены для сравнения опытные данные, полученные на ряде машин.

Таблица 2-1

Влияние дополнительных катушек на работу дугостаторных машин мощностью 1 квт (режим холостого хода барабана-ротора)

Дополнительная катушка	Потребляемая мощность, <i>вт</i>	Токи фаз, <i>а</i>		
		I	II	III
Четырехполюсный статор				
Отключена	900	6,4	6,6	4,2
Включена	720	3,6	4,1	3,6
Шестиполюсный статор				
Отключена	700	6,1	5,8	5,2
Включена	560	3,5	3,5	4,3

Если дополнительное число пазов на концах сердечника равно числу пазов q на полюс-фазу обмотки, то среднее за период значение переменного полюсного шага на концах статора равно постоянному полюсному шагу средней части статора. Это удлиняет тормозной участок, что линейно увеличивает краевые потери, но одновременно снижает индукцию в зазоре на входе, что в свою очередь квадратично снижает эти потери. В итоге потери сокращаются, а фазовые токи и мощности выравниваются.

При некоторых способах уменьшения краевых потерь удлинение полюсного шага на концах сердечника эффективно и без включения дополнительных катушек обмотки.

Постепенное уменьшение намагничивающей силы (н. с.) по направлению от середины дуги статора к ее концам. Известным недостатком этого способа является необходимость выполнения обмотки статора из катушек разного числа витков, что несколько усложняет изготовление машины и ухудшает ее использование.

Скошенные пазы. При таких пазах [16, 32] проводники ротора пересекают магнитное поле под концами статора не сразу всей своей активной длиной, и это уменьшает импульсы токов на входе и выходе. Скос пазов проще производить у статора, чем у массивного сердечника ротора.

Постепенное увеличение магнитного зазора по направлению от внутренней части дуги статора к его концам [26, 65] следует начинать с точек, отстоящих от каждого конца статора примерно на $0,5\tau$, что ослабляет на этих участках магнитную индукцию B_a в зазоре (т. е. сцепление ротора с полем возбуждения) и делает переход контуров ротора из воздуха в поле возбуждения и обратно сравнительно «безударным».

Получающиеся при этом изменения индукции в зазоре на входе A во времени показаны на рис. 2-5.

В течение первой шестой доли периода исходная индукция в зазоре на конце A создается только ампер-проводниками I_n первой фазы (см. рис. 1-2, а). Получаем участок $0-a$ сплошных графиков (рис. 2-5, а). Через $1/6$ периода к этой н. с. добавляется н. с. смежных проводников III_k третьей фазы (рис. 1-2, б). Получаем участок $a-b$ сплошных графиков (рис. 2-5, а). Еще через $1/6$ периода добавляется н. с. проводников II_n второй фазы (рис. 1-2, в); получаем участок $b-c$ сплошных графиков (рис. 2-5, а). Далее все повторяется с обратным знаком. Пунктирными синусоидами на рис. 2-5, а дано изменение во времени фазных н. с. на конце A статора. Они сдвинуты во времени на $\frac{1}{6}T$ относительно друг друга.

Сумма мгновенных значений этих н. с. дает мгновенное значение полной н. с. и магнитной индукции в зазоре на конце A статора [сплошные кривые при исходной (рис. 2-5, а) и измененной (рис. 2-5, б) форме магнитного зазора] за полупериод изменения тока.

В пространстве индукция в зазоре изменяется вдоль тормозного участка между концом A статора и первой от входа магнитной нейтралью (см. рис. 1-2). На магнитной нейтрали эта индукция равна нулю, а по направлению ко входу A она нарастает в соответствии с графиком нарастания н. с. При исходной форме зазора можно принять этот рост синусоидальным. Как видно (рис. 2-6, а), на конце A участка $a-0$ н. с. и индукция в зазоре максимальны в любой момент времени. Таким образом, при исходной форме зазора проводники ротора при входе встречают крутой фронт волны индукции в зазоре. Длина $a-0$ четверти этих волн равна расстоянию от конца статора до первой магнитной нейтрали и поэтому изменяется в пределах от $\tau/6$ до $\tau/2$, если конец сердечника статора не удлинен. На рис. 2-6, а видно, что чем больше длина волны индукции в зазоре, тем выше и ее амплитуда.

На рис. 2-6, б показаны изменения индукции на участке $a-0$, которые вносит увеличенный зазор на концах. Среднее эквивалентное его значение составляет

$$\delta_{в.с}'' = 0,5(\delta_A'' + \delta''), \quad (2-20)$$

где δ_A'' — эквивалентный увеличенный зазор на конце A , а δ'' — эквивалентный нормальный зазор по (2-12).

Из (2-13) видно, что на выходе потери мощности в роторе должны также уменьшаться при уменьшении зазора на концах, но менее резко, чем на входе. Зато здесь и исходная величина этих потерь также меньше.

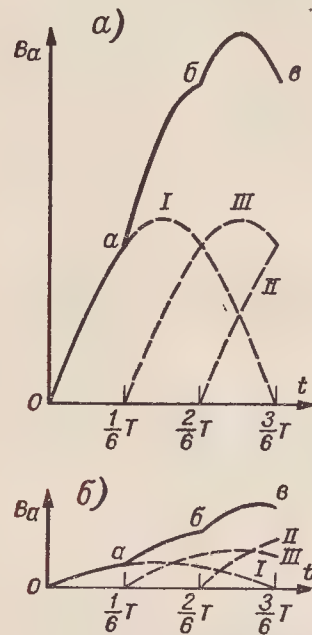


Рис. 2-5. Изменение индукции на входе: a — при равномерном (исходном) и b — при увеличенном зазоре на концах статора

Увеличение зазора на концах дугового статора весьма действенное средство уменьшения краевых потерь и перенапряжений, («ударного» эффекта), при которых может возникнуть искрение между частями короткозамкнутых колец ротора. Это подтверждается опытом наладки дугостаторной машины ДДФ-480, установленной на Дарницкой ТЭЦ (1962 г.). Однако даже при «безударном» входе проводников ротора под статор краевые потери мощности не могут быть меньше уровня, обусловленного переходом проводников ротора из режима, при котором их ток равен нулю, к режиму, где их ток соответствует данной нагрузке.

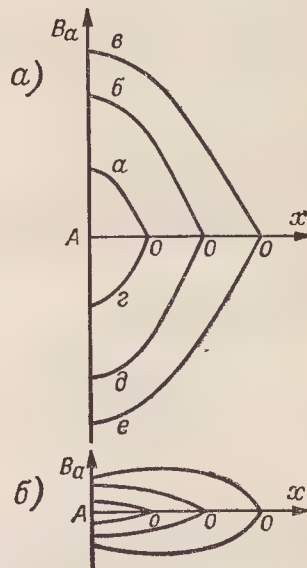


Рис. 2-6. Изменение индукции в зазоре на участке между концом статора и смещающейся магнитной нейтралью: a — при равномерном и b — при увеличенном зазоре на концах

2-5. Величина зазора, соответствующая минимуму краевых потерь мощности

Представляет интерес определить величину зазора на концах статора, обеспечивающую минимум краевых потерь мощности. Имея в виду, что краевые потери на входе являются определяющими, будем исходить из необходимости обеспечения минимума потерь на входе.

При номинальной нагрузке возможный минимум потерь на входе определяется подстановкой в (2-10) значения удельного тока A_{au} , равного номинальному току ротора $A_{2н}$.

На основе соотношений для удельного тока ротора на входе (2-8), среднего эквивалентного значения зазора (2-20) и среднего квадратичного удельного намагничивающего тока $A_\mu = \frac{\tau B \delta''}{\mu_0 k_{\omega\tau}}$ [см. формулу (3-3)] можно вывести формулу для определения величины зазора, соответствующего минимуму краевых потерь мощности на входе. Действительно, из (2-8) имеем

$$B_a = \frac{A_{au} x_{sk2}}{v_1 \sin \psi_{k2}}.$$

Разделив обе части равенства на B — среднеквадратичное значение индукции в зазоре средней части дуги статора, получим:

$$\frac{B_a}{B} = \frac{A_{au} x_{sk2}}{B v_1 \sin \psi_{k2}} = \frac{x_{*k2}}{\sin \psi_{k2}}, \quad (2-21)$$

где x_{*k2} выражает относительную реактивность ротора на входе x_{*a} , если $A_{au} = A_{2н}$, т. е.

$$x_{*k2} = x_{*a} = \frac{A_{2н} x_{sk2}}{B v_1}. \quad (2-22)$$

Из (2-20) можно найти

$$\delta_A' = 2\delta_{в.с} - \delta''. \quad (2-23)$$

По (2-21), (2-23) и (3-3), производя некоторые упрощения, получим следующую формулу, определяющую необходимый магнитный зазор на концах статора:

$$\delta_A'' = \frac{\delta'' \left(2F_{*к} \frac{\sin \psi_{k2}}{A_{*2} x_{*k2}} - 1 \right)}{k_{\delta A} k_{\mu A} I_{*μ}}. \quad (2-24)$$

Здесь δ'' — эквивалентный магнитный зазор в средней части статора; $F_{*к}$ — отношение н. с. полюса в конце статора к н. с. полюса в средней его части; A_{*2} — отношение удельного тока ротора на входе к его номинальному уровню; $k_{\delta A}$ и $k_{\mu A}$ — соответственно коэффициенты Картера и магнитного насыщения при магнитном зазоре δ_A ; $I_{*μ}$ — относительный намагничивающий ток машины.

Следует отметить, что у дугостаторных синхронных машин с возбуждением от постоянных магнитов краевые потери настолько

малы, что ими можно пренебречь. Это объясняется особенностями постоянных магнитов, сталь которых имеет магнитную проницаемость, во много раз меньшую, чем обычные стали. Поэтому переменные магнитные потоки статора, замыкающиеся через постоянные магниты, невелики. Малые потери также и потому, что постоянные магниты имеют сравнительно высокое электрическое сопротивление. В итоге краевые потери в полюсах ротора, а также в его экранированном стальном ободе ничтожны.

По опытным данным дугостаторных синхронных генераторов с постоянными магнитными, изготовленных восемнадцати типоразмеров (1958 г.), краевой эффект у этих машин проявляется лишь в асимметрии э. д. с. Причем даже при одной паре полюсов обмотки статора линейные э. д. с. отличались друг от друга не более чем на 20%. У машины с большим числом пар полюсов асимметрия была значительно меньше. Применяя увеличенные значения индукции в зазоре (что снижает асимметрию напряжений при нагрузке), плавное, но значительное увеличение магнитного сопротивления под концами статора и соединение фаз треугольником удалось свести асимметрию к нулю.

2-6. Расчетные формулы поверхностных потерь

При расчете асинхронных двигателей нормального исполнения поверхностные потери (вместе с другими потерями, образующими группу добавочных потерь) обычно оцениваются весьма приблизительно (определенный процент от полезной мощности). У дугостаторных двигателей (главным образом большой мощности) поверхностные потери, как показывает опыт, могут быть при некоторых условиях достаточно велики. Поэтому для их расчета необходимы более точные формулы, учитывающие параметры и особенности дугостаторных двигателей. Приведем ряд формул, позволяющих произвести расчет поверхностных потерь на основе применения предложенных удельных величин.

На единицу активной поверхности (ферромагнитной или неферромагнитной, гладкой или зубчатой, шихтованной или массивной, жидкой, газовой или твердой) поверхностные потери мощности, соответствующие ν -й гармонике, могут быть определены соотношением, аналогичным соотношению (1-27):

$$P'_{S\nu} = \frac{E_{\nu}^2 h_p t_* \cos \psi_{\nu}}{\rho k_{R\nu}}, \quad (2-25)$$

где E_{ν} — среднеквадратичная удельная э. д. с. от пульсации магнитной индукции на активной поверхности; h_p — эквивалентная по мощности глубина проникновения вихревых токов; ψ_{ν} — сдвиг фаз этих токов, обусловленный их внешними полями рассеяния; ρ — удельное электрическое сопротивление материала, в котором

имеют место вихревые токи; t_* — относительная длительность пульсации (у временных гармоник $t_* = 1$, у зубцовых t_* — относительная ширина щели паза $b_{*п}$ на индуктирующей поверхности в долях от пазового шага обмотки); $k_{R\nu}$ — относительная длина контура вихревого тока, определяемая по (1-30); у токопроводников без поперечных канавок можно считать $k_{R\nu} \approx 1$.

Предложенная формула может быть обоснована следующим образом. Величина $\frac{E_{\nu}^2 \cos \psi_{\nu}}{\rho}$ выражает объемную плотность потерь мощности, если активная и полная длина цепи равны друг другу. Если же полная длина цепи больше в $k_{R\nu}$ раз активной, то во столько же раз меньше объемная плотность потерь мощности. Умножив объемную плотность потерь на эквивалентную по мощности глубину проникновения h_p рассматриваемых вихревых токов, получим поверхностную плотность искомых потерь; величина t_* учитывает их относительную длительность.

Суммарные поверхностные потери составляют

$$P'_{\nu} = P'_{S1} S_1 + P'_{S2} S_2, \quad (2-26)$$

где первое и второе слагаемые относятся к активной поверхности соответственно неферромагнитных S_1 и ферромагнитных S_2 проводников (или короткозамкнутых контуров оболочки).

Ниже определяются величины, входящие в (2-25).

Удельная э. д. с. высших гармоник. Как известно, различаются временные и зубцовые гармоники. Потери мощности от временных гармоник с изменением магнитного зазора изменяются гораздо меньше, чем потери от зубцовых гармоник. При этом первые возникают не только при вращении ротора, но и при неподвижной включенной машине, когда потери от зубцовых гармоник равны нулю.

Удельная э. д. с. временных гармоник определяется известным соотношением:

$$E_{\nu} = k_{w\nu} B_{\nu} v_1 \sigma = 2k_{w\nu} B_{\nu} \tau f_1 \sigma, \quad (2-27)$$

где σ — скольжение. Для прямых гармоник (3, 7, 11 и т. д.) $\sigma = 1$, для обратных (5, 9, 13 и т. д.) $\sigma = 2$.

Среднеквадратичное значение временных пульсаций индукции в зазоре может быть определено соотношением:

$$B_{\nu} = \frac{B}{mq\nu}, \quad (2-28)$$

где m — число фаз обмотки, образующих совместно магнитный поток полюса; q — число пазов на полюс-фазу; ν — порядок гармоники; B — среднеквадратичное значение первой гармоники индукции в зазоре.

Из (2-27) и (2-28) определяем э. д. с. любой временной гармоники

$$E_v = \frac{2\sigma t B f k_{wv}}{v} = \frac{\sigma E_1 k_{wv}}{m q v}. \quad (2-29)$$

Обмоточный коэффициент э. д. с. гармоники

$$k_{wv} = k_{cv} k_{pv} k_{yv}, \quad (2-30)$$

где k_{cv} , k_{pv} , k_{yv} — обмоточные коэффициенты соответственно скоса пазов, распределения и укорочения, причем

$$k_{cv} = \frac{\sin \frac{v\gamma}{2}}{\frac{v\gamma}{2}}, \quad (2-31)$$

γ — электрический угол скоса пазов статора или ротора относительно друг друга.

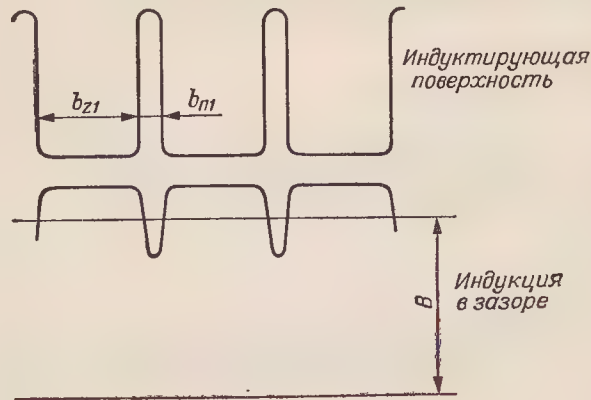


Рис. 2-7. К пояснению зубцовых пульсаций

Удельная э. д. с. и частота зубцовых гармоник. На рис. 2-7 основная волна индукции в зазоре B условно показана в виде прямой. Зубцовые пульсации придают индукции прерывистый характер, причем пауза в колебаниях соответствует ширине зубца b_z , а полный период каждого колебания соответствует лишь ширине щели паза $b_{п1}$ на индуктирующей активной поверхности. Таким образом, полюсный шаг зубцовых пульсаций на активной поверхности ротора $\tau_{п2}$ равен не половине пазового шага, как это принято считать, а половине ширины щели паза $b_{п1}$ на индуктирующей активной поверхности. Откуда получаем:

$$\tau_{п2} = \frac{b_{п1}}{2}; \quad f_{п2} = \frac{v_2}{2\tau_{п2}} = \frac{v_2}{b_{п1}}. \quad (2-32)$$

Эквивалентная зубцовая частота $f_{п2}$ изменения индукции, э. д. с. и тока отличается от частоты их импульсов, равной отношению линейной скорости ротора к пазовому шагу.

Среднеквадратичная удельная э. д. с. зубцовой частоты на активной поверхности составляет

$$E_v = B v_2 (k_\delta - 1) k_{cv}, \quad (2-33)$$

где v_2 — линейная скорость ротора, отнесенная к той же поверхности, что и индукция в зазоре B ; k_{cv} — коэффициент скоса пазов по (2-31); k_δ — коэффициент Картера.

Уточненное значение коэффициента Картера. Если магнитный зазор составляет не сотые, а десятые доли глубины обмоточного паза, то становится заметным шунтирующее действие этого паза, т. е. вдоль его высоты ответвляется заметная часть главного магнитного потока. Это уменьшает коэффициент Картера k_δ и ступени в кривой распределения индукции в зазоре. К такому же результату приводит магнитное насыщение зубцов. С учетом этих факторов

$$k_\delta = \frac{t}{t - \frac{\delta_m}{\delta_* + 0,5\delta_*^2}}; \quad (2-34)$$

$$m = \left(1 - \frac{\delta_* b_{*п}}{h_{ci} + \delta}\right) \left(1 - \frac{b_{*п}}{\mu_{*z} b_{*z} k_a}\right), \quad (2-35)$$

где μ_{*z} — относительная магнитная проницаемость материала зубцов (по сравнению с μ_0); k_a — коэффициент заполнения зубца, сталью; b_{*z} и $b_{*п}$ — соответственно относительные значения ширины коронки зубца и щели паза; h_{ci} — расстояние от данной активной поверхности до центра тока паза, обычно составляющие около 0,6 глубины паза; δ_* — отношение величины магнитного зазора к ширине щели паза $b_{п1}$ индуктирующей поверхности.

Эквивалентная по мощности глубина проникновения вихревых токов. Под этой глубиной [26] понимается оболочка такой эквивалентной толщины, вдоль которой объемная плотность потерь мощности $j^2 \rho$ остается такой же, как и на активной поверхности. Глубина проникновения определяется соотношением

$$h_p = \sqrt{\frac{k_p k_R}{\omega \mu_{xa}}}. \quad (2-36)$$

Для неферромагнитных тел коэффициент $k = 2$; для ферромагнитных тел при сильных (обычных) магнитных полях $k = 1$; ω — угловая частота вихревых токов; μ_{xa} — тангенциальная магнитная проницаемость на активной поверхности; у неферромагнитных материалов $\mu_{xa} = \mu_0$; для стали, исходя из кривой намагничивания

$$\mu_{xa} = \frac{B_{xa}}{A}, \quad (2-37)$$

где $B_{\lambda a}$ — реактивная тангенциальная магнитная индукция на активной поверхности стали; A — удельный ток, численно определяющий тангенциальную напряженность $H_{\lambda a}$ магнитного поля на активной поверхности. Величина $\mu_{\lambda a}$ меньше при пуске, больше — при холостом ходе машины.

Сдвиг фаз y поверхностных токов высокой частоты, обусловленный их внешними полями рассеяния. В функции единичных сопротивлений по (1-21) и (1-43) имеем:

$$x_{Sv} = \omega_v \lambda_e t \mu_0; \quad (2-38)$$

$$\operatorname{tg} \psi_v = \frac{x_{Sv}}{R_{Sv}}, \quad (2-39)$$

ω_v — угловая частота данной гармоники тока; λ_e — коэффициент магнитной проводимости потоков рассеяния, экранирующих активную поверхность проводника.

Для R_{Sv} имеем по (1-21):

$$R_{Sv} = \frac{\rho k_R t}{h_p b_i}, \quad (2-40)$$

где h_p определяется по (2-36); b_i — ширина проводников в пазу, t — пазовый шаг ротора. Отношение b_i/t приводит единичное активное сопротивление контура к тому же равномерному распределению тока по активной поверхности, которому соответствует и величина x_{Sv} по (2-38).

Подставив в (2-39) значения x_{Sv} и R_{Sv} , имеем

$$\operatorname{tg} \psi_v = \frac{\omega_v \lambda_e h_p \mu_0 b_i}{\rho k_R}. \quad (2-41)$$

Приемлемость предлагаемых формул для расчета поверхностных потерь подтверждается опытными данными.

2-7. Некоторые опытные данные по поверхностным потерям

В ходе разработки и наладки дугостаторных электропроводов большой мощности было отмечено наличие значительных поверхностных потерь. В этом отношении наиболее поучительны данные, полученные при испытании барабанной мельницы Дарницкой ТЭЦ (1962 г.) типоразмера Ш-16 с дугостаторным электроприводом (машина ДДФ-480) мощностью 480 *квт*, синхронной скоростью 0,43 *об/сек*, напряжением 3150 *в* и частотой 50 *гц*. Испытания были проведены с шаровой нагрузкой 20 *т*.

В этом режиме при начальном зазоре (у холодной и невключенной машины) 3,8 + 4,5 *мм*, при номинальных напряжениях и частоте были получены: мощность на зажимах статора — 600 *квт*, частота вращения — 0,4 *об/сек*, средний ток фазы статора в начале опыта — 310 *а*, в конце опыта (через 36 *мин*) — 276 *а*.

Потери в обмотках статора (сопротивление фазы обмотки статора 0,36 *ом*) составили 82 *квт*. Расчетные потери в 1800 *кг* стали Э330 статора оказались равными 5 *квт*.

По этим потерям и по мощности на зажимах статора определена электромагнитная мощность машины $P_e = 600 - 87 = 513$ *квт*. Отсюда при скольжении $\sigma = 0,066$ потери в роторе от токов частоты скольжения составляют $P'_{12} = P_e \sigma = 513 \cdot 0,066 \approx 34$ *квт*.

Нагрузка при работе мельницы Ш-16 с 20 *т* шаров и углем, при 0,4 *об/сек* (с учетом потерь на трение в подшипниках диаметром 1,29 *м*) равна 270 *квт*. Краевые потери при 48 полюсах дугового статора сравнительно невелики и составляют 9,4 *квт*.

Несбалансированный остаток мощности $P'_x = 513 - 33 - 270 - 9,4 \approx 200$ *квт*, соответствует добавочным потерям.

Исходя из того, что неучтенные потери на гистерезис могли быть только в ферромагнитных материалах ротора (230 *кг* стали его зубцов), ясно, что даже при удельных потерях 6 *вт/кг* эти потери незначительны. Следовательно, добавочные потери в основном являются поверхностными, обусловленными вихревыми токами высокой частоты в роторе. При такой большой величине потерь перегрев ротора должен быть высок, и, действительно, он составлял 100° К.

Как оказалось, предусмотренные в проекте машины ДДФ-480 магнитные клинья в статоре поставлены не были. После испытаний машины, выявивших такие значительные потери в роторе, были поставлены магнитные клинья (Д. И. Заславского) без щели в середине и со щелью примерно 2 × 1 *мм* в местах посадки. С такими клиньями машина была испытана вновь (1963 г.). Сопоставление результатов испытаний машины с магнитными клиньями и без них приведены в табл. 2-2.

Как показывают расчеты, произведенные по данным табл. 2-2, поверхностные потери при наличии магнитных клиньев снизились с 200 до 83 *квт*, потери скольжения повысились с 33 до 57 *квт*, пусковой момент снизился с 244 до 150 *кн·м*. Поверхностные потери в роторе машины с магнитными клиньями и без них в долях от номинальной мощности составили соответственно 0,17 и 0,42 вместо 0,005, как следовало ожидать по известным формулам [7]. Хотя при опыте с магнитными клиньями был несколько изменен магнитный зазор (по сравнению с зазором без магнитных клиньев), однако основной причиной, вызвавшей уменьшение поверхностных потерь, следует считать установку магнитных клиньев.

Для выявления роли магнитных клиньев и проверки предложенных формул были вычислены поверхностные потери в роторе машины ДДФ-480 для условий, соответствующих проведенным испытаниям (табл. 2-3).

Как видно из табл. 2-3, расчетная величина общих поверхностных потерь в роторе составляет 188 080 *вт*, что практически

Таблица 2-2

Результаты испытаний дугостаторной машины ДДФ-480 на 480 кВт,
0,43 синхронных об/сек. 3150 в, 50 гц при шаровой нагрузке 20 т

Измеренные величины	Условия опыта	
	без магнитных клиньев	с магнитными клиньями
Ширина щели паза, мм	15	2
Высота стали клина, мм	—	3,5
Начальный средний зазор у холодной невключенной машины, мм	4,2	5,5
Напряжение сети, в	3150	3090
Пусковой ток, а	514	460
Мощность на зажимах, кВт:		
пусковая	945	620
установившаяся	600	500
Средний ток фазы, а:		
в начале опыта	310	315
в конце «	276	265
Длительность опыта, ч	0,6	44
Частота вращения, об/сек	0,4	0,36
Перегрев ротора, °К.	100	65
Средний зазор к моменту окончания опыта, мм	1,8	3,2

Таблица 2-3

Расчетные величины поверхностных потерь мощности в роторе первоначального варианта машины ДДФ-480 при отсутствии клиньев в статоре

Потери мощности	Для алюминия стержней	Для массивной стали зубцов
Удельные по гармоникам, вт/см ² :		
третья	4,0	0,078
пятая	4,45	0,087
седьмая	0,048	0,00093
девятая	1,02	0,0199
одинадцатая	0,0155	0,0003
тринадцатая	0,041	0,0008
зубцовая	10,4	0,202
Полные, вт:		
от временных гармоник	86 500	3 880
от зубцовых «	93 500	4 200
суммарные поверхностные	180 000	8 080

совпадает с величиной потерь, полученных из опыта при тех же исходных данных (200 кВт).

Далее были произведены расчеты для варианта машины, выполненной с магнитными клиньями. Наличие последних снижает коэффициент Картера k_k с величины 1,36 до 1,02. При этом поверх-

ностные потери от зубцовых гармоник, пропорциональные $(k_k - 1)^3$, резко уменьшаются. Соответственно общая величина поверхностных потерь у варианта машины с магнитными клиньями по расчету получилась равной 90 кВт, что также дает близкое совпадение с опытными данными, согласно которым поверхностные потери оказались равными 83 кВт.

Следует еще раз подчеркнуть, что расчет поверхностных потерь по известным ранее формулам [7] дает результат весьма далекий от опытных данных.

2-8. Способы снижения поверхностных потерь

Применение магнитных клиньев, хотя и снижает поверхностные потери на довольно значительную величину, вызывает заметное уменьшение пускового момента. В машине ДДФ-480 после установки магнитных клиньев пусковой момент уменьшился в 1,6 раза. Это, естественно, ограничило нагрузку агрегата и уменьшило его производительность. Выявились также трудности надежного закрепления магнитных клиньев.

Из общей теории асинхронных машин [28] известно, что для уменьшения добавочных потерь применяют такие меры, как укорочение шага обмотки статора, скос пазов ротора относительно пазов статора и подбор такого числа пазов статора z_1 и ротора z_2 , чтобы (при нескошенном пазах) имело место неравенство $z_2 \leq \frac{4}{3} z_1$.

Анализ причин, вызывающих появление поверхностных потерь у конкретных образцов дугостаторных машин, показывает, что уменьшение этих потерь, а также сохранение и даже увеличение пускового момента могут быть достигнуты еще уменьшением высоты алюминиевых стержней ротора и установкой в пазах статора немагнитных клиньев.

Для машин ДДФ-480 было предложено срезать на 5 мм высоту алюминиевых стержней. Благодаря этому поверхностные потери, в соответствии с приведенными выше расчетными формулами, должны были уменьшиться примерно в 3,5 раза. При этом, правда, из-за уменьшения поперечного сечения стержней потери от токов частоты скольжения в роторе должны увеличиться. Однако в итоге общие потери в роторе, согласно расчету, снижаются почти на 120 кВт. Следует отметить, что уменьшение сечения стержней несколько увеличивает сопротивление ротора и соответственно увеличивает пусковой момент. Это увеличение превышает незначительное уменьшение момента, вызываемое повышением индуктивного сопротивления ротора из-за среза стержней.

Немагнитные клинья имеют то преимущество, что они не уменьшают величину пускового момента. Это обстоятельство вместе с указанным выше увеличением момента из-за среза стержней ротора обеспечивает необходимые условия пуска агрегата. Для машины ДДФ-480 пусковой момент в результате предложенных мер должен

был повыситься со 150 до 270 кн·м, что позволило бы нагрузить агрегат полной шаровой нагрузкой 27 т, соответствующей его расчетной производительности.

В ходе поэтапного осуществления этих предложений машина ДДФ-480 несколько раз испытывалась (1967 г.). Результаты испытаний полностью подтвердили расчеты. Для сопоставления в табл. 2-4 приведены данные испытаний трех различных вариантов машин ДДФ-480.

Таблица 2-4

Сводные данные испытаний усовершенствованных вариантов машин ДДФ-480

Измеренные величины	Варианты ¹		
	а	б	в
Шаровая нагрузка, т	20	20	27
Производительность в долях от требуемой	0,68	0,69	1
Мощность на зажимах статора после трех часов работы, на тонну шаров, кет/т	24,5	30,0	20,4
Скольжение при начальном среднем зазоре 5,5 мм	0,163	0,136	0,116
Поперечное сечение алюминиевых стержней ротора, мм ²	70	70	47
Перегрев активной поверхности ротора, °К	65	100	60
Длительность пуска при номинальном напряжении, сек	14	6	6

¹ Варианты соответствуют следующим условиям: а — с магнитными клиньями в статоре без углубления стержней в пазах ротора; б — с немагнитными клиньями в статоре без углубления стержней в пазах ротора; в — с немагнитными клиньями и углублением стержней в пазах ротора на 5 мм.

Как видно из табл. 2-4, несмотря на увеличение шаровой нагрузки в 1,35 раза и уменьшение сечения алюминиевых стержней в 1,5 раза скольжение и перегрев ротора снизились, уменьшились потребляемая мощность на тонну шаров и длительность пуска. Таков результат снижения поверхностных потерь, достигнутый углублением стержней в пазах ротора и установкой немагнитных клиньев.

Дополнительным средством уменьшения поверхностных потерь, как уже указывалось, является скос пазов статора. Расчет поверхностных потерь по предложенным формулам с учетом скоса пазов показывает дальнейшее уменьшение потерь.

В табл. 2-5 приведены расчетные данные совместного влияния углубления стержней и скоса пазов на уровень поверхностных потерь при обмотке статора, имеющей $q = 1$ и диаметральный шаг.

Таблица 2-5

Расчетные величины поверхностных потерь мощности в роторе машины ДДФ-480 при отсутствии клиньев в статоре, скосе его пазов на 0,2 τ и углублении алюминиевых стержней ротора на 5 мм

Потери мощности	Для алюминия стержней	Для массивной стали зубцов
Удельные по гармоникам, вт/см ² :		
третья	1,05	0,058
пятая	0,452	0,0355
седьмая	0,0066	0,00068
девятая	0,00194	0,00024
зубцовая	0,00124	0,000166
Полные, вт:		
от временных гармоник	13 600	1960
от зубцовых	11	3
суммарные поверхностные	13 611	1963

Сопоставляя данные табл. 2-3 и 2-5, видим, насколько эффективны предложенные способы уменьшения поверхностных потерь.

В итоге анализа поверхностных потерь в дугостаторных машинах можно прийти к следующим выводам.

Подавляющая часть поверхностных потерь имеет место в стержнях обмотки ротора, наименьшая их часть — в стали зубцов ротора. Последние относительно нарастают с увеличением нагрузки из-за снижения тангенциальной магнитной проницаемости на активной поверхности $\mu_{\text{ка}}$.

Магнитные клинья в пазах статора, устраняя поверхностные потери лишь от зубцовых гармоник, существенно снижают пусковой и максимальный моменты вращения и увеличивают потери скольжения.

Эффективными мерами уменьшения поверхностных потерь является углубление стержней обмотки ротора и скос пазов. Углубление стержней приводит к экранированию полей рассеяния, что снижает коэффициент мощности поверхностных токов стержней. Скос пазов уменьшает э. д. с. всех высших гармоник, как временных, так и зубцовых. Так как поверхностные потери пропорциональны квадрату коэффициента мощности и квадрату э. д. с., то уменьшение этих величин приводит к резкому снижению потерь.

При обмотке, имеющей даже $q = 1$ и диаметральный шаг, скос пазов статора и углубление стержней ротора снижают поверхностные потери до такого уровня, при котором общий к. п. д. агрегата с дугостаторным двигателем является вполне приемлемым.

Следует отметить, что хотя у дугостаторной асинхронной машины магнитная индукция в зазоре и синхронная линейная скорость выше, чем у машины с круговым статором, что увеличивает э. д. с. всех гармоник и, соответственно, удельные потери мощности, общая величина поверхностных потерь у дугостаторных машин

все же значительно меньше. Это объясняется тем, что величина активной поверхности дугостаторной машины составляет лишь небольшую часть активной поверхности круговой машины. Расчеты показали, что у рационально спроектированной дугостаторной асинхронной машины поверхностные потери будут составлять не больше 60% от уровня этих потерь у эквивалентной круговой машины.

ГЛАВА ТРЕТЬЯ

СРАВНИТЕЛЬНЫЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ И ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ ДУГОСТАТОРНЫХ МАШИН

3-1. Вводные замечания

Оценивая показатели дугостаторного электропривода, можно сравнивать его с редукторным приводом от быстроходного асинхронного двигателя или с безредукторным приводом от тихоходного асинхронного двигателя с круговым статором.

Если проектируется замена существующего привода дугостаторным, то обычно производится сравнение с редукторным приводом; при новых разработках, когда необходимо выбрать тип приводного двигателя, в ряде случаев требуется сравнить дугостаторный двигатель с тихоходным асинхронным двигателем нормального исполнения. Это вызвано тем, что для получения малых скоростей в последние годы начали предлагаться системы электропривода с преобразователем частоты и тихоходным асинхронным двигателем.

Для сравнения дугостаторного электродвигателя с двигателем нормального исполнения, предназначенным для привода той же рабочей машины и имеющим такую же скорость (далее называемой эквивалентным), необходимо сопоставить основные показатели обеих машин.

В предыдущих главах примененный метод удельных величин уже позволил по ряду показателей произвести необходимое сравнение. В настоящей главе выводятся соотношения для удельных величин, определяющих энергетические и экономические показатели дугостаторных машин.

Отметим, что при сопоставлении энергетических и экономических показателей дугостаторной и эквивалентной круговой машины не учитывается то, что дугостаторный двигатель в ряде случаев позволяет получить необходимую скорость без преобразователя частоты (для такого учета надо знать конкретные данные сравниваемых вариантов).

3-2. Удельные токи и коэффициент мощности

Определим возможности дугостаторной асинхронной машины в отношении удельных токов и коэффициента мощности.

Удельный намагничивающий ток. Если $A_{\mu m}$ — амплитуда иско-

мого удельного намагничивающего тока, τ — полюсный шаг, k_w — обмоточный коэффициент статора, то величина

$$F_{\mu} = \frac{2}{\pi} A_{\mu m} \tau k_w \quad (3-1)$$

определяет н. с. (намагничивающую силу) полюсного шага при синусоидальном ее изменении вдоль этого шага.

Та же н. с. определяется соотношением

$$F_{\mu} = \frac{B_m}{\mu_0} 2\delta'', \quad (3-2)$$

где B_m — амплитуда магнитной индукции в зазоре μ_0 — магнитная проницаемость воздуха; $2\delta''$ — двойной эквивалентный магнитный зазор, проходимый замкнутым магнитным потоком, возбуждаемым токами полюсного шага.

Из (3-1) и (3-2) получаем формулу среднеквадратичного удельного намагничивающего тока:

$$A_{\mu} = \frac{\pi B \delta''}{\mu_0 k_w \tau}. \quad (3-3)$$

У дугостаторной машины по отношению к эквивалентной полюсный шаг и индукция в зазоре могут быть повышены, а эквивалентный зазор может быть снижен (см. гл. 1). При относительных величинах $\tau_* = 1,8$, $B_* = 1,5$ и $\delta_*'' = 0,667$ получим по (3-3)

$$A_{*\mu} = \frac{A_{\mu}}{A_{\mu}^0} = \frac{B \delta_*''}{\tau_*} = \frac{1,5 \cdot 0,667}{1,8} = 0,555. \quad (3-4)$$

Здесь и далее удельные токи эквивалентной круговой машины отмечены индексом 0 .

Удельный ток ротора. Из (1-19) имеем

$$A_2 = \frac{P_S}{E_2 \cos \psi_2}. \quad (3-5)$$

Удельная электромагнитная мощность P_S включает все потери в роторе.

У дугостаторной машины по сравнению с эквивалентной может быть получена: удельная мощность до 12-кратной; э. д. с. ротора E_2 больше в 2,7 раза (см. выше). Поэтому отношение удельного тока ротора дугостаторной машины к уровню этой величины у ротора эквивалентной машины может достигать по (3-5)

$$\frac{A_2}{A_2^0} = A_{*2} = \frac{P_{*S}}{E_{*2}} = \frac{12,0}{2,7} = 4,5. \quad (3-6)$$

Сдвиг фаз в цепи ротора. Для тангенса угла между э. д. с. и током ротора асинхронной машины имеем

$$\operatorname{tg} \psi_2 = \frac{x_{S2} \sigma}{R_{S2}} = \frac{A x_{S2}}{E \cos \psi_2} = \frac{x_{*2}}{\cos \psi_2}; \quad (3-7)$$

$$\sin \psi_2 = x_{*2}, \quad (3-8)$$

где x_{S2} и R_{S2} — единичное индуктивное и активное сопротивления ротора; σ — скольжение; x_{*2} — относительная реактивность ротора. При номинальной нагрузке обычно получаем

$$\sin \psi_2 = 0,12 \div 0,25. \quad (3-9)$$

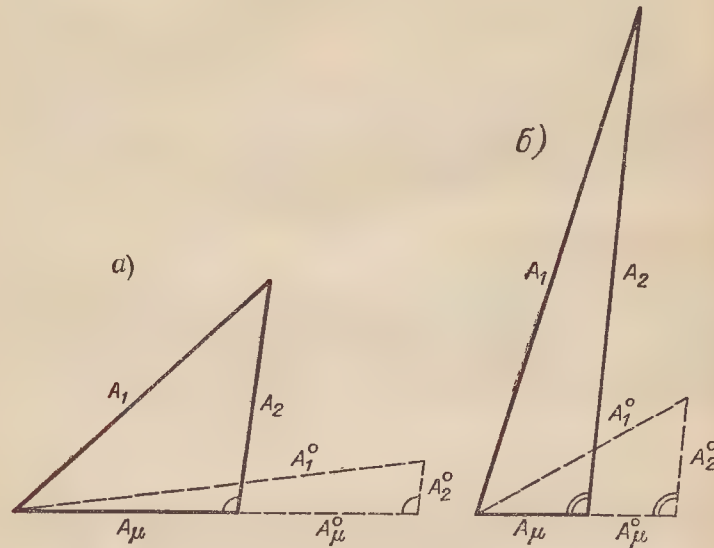


Рис. 3-1. Треугольники токов для машин: а — с малым полюсным шагом; б — с большим полюсным шагом

Удельный ток статора. Как известно, из треугольника токов асинхронной машины можно получить следующее соотношение для тока (в нашем случае удельного тока) статора:

$$A_1 = \sqrt{A_{\mu}^2 + (A_2')^2 + 2A_{\mu} A_2' \sin \psi_2}, \quad (3-10)$$

где A_2' — сумма приведенного к статору (по 1-38) удельного тока ротора A_2 и удельного тока, определяемого соотношением

$$A_F = \frac{P'_{F1}}{U}, \quad (3-11)$$

в котором U вычисляется по (1-44), а P'_{F1} — удельные потери в стали статора. При стали Э330 величина A_F обычно меньше $0,01 A_2'$.

Уровень удельного тока статора. На рис. 3-1 построены треугольники токов для двух предельных по коэффициенту мощности дугостаторных машин (сплошные линии); с малым полюсным шагом (рис. 3-1, а) и с большим полюсным шагом (рис. 3-1, б). С этими двумя дугостаторными машинами сравниваются эквивалентные машины (пунктир), у которых принято, что удельные намагничивающие токи больше в 1,8 раза, удельные роторные токи меньше в 4,5 раза, фазовые сдвиги этих токов одинаковы и соответствуют $\sin \psi = 0,15$.

Из двух треугольников токов для рассматриваемых машин имеем

$$\frac{A_1}{A_1^0} = A_{*1} = 0,8 \div 2. \quad (3-12)$$

Таким образом, для принятых условий даже при 4,5-кратном удельном токе ротора удельный ток дугового статора, особенно у тихоходных машин, может быть меньше, чем у статора эквивалентной машины.

3-3. Удельные величины, определяющие реактивную мощность

В функции удельных значений электромагнитной мощности P_S , напряжения U и тока A_1 для коэффициента мощности имеем

$$\cos \varphi = \frac{P_S}{\eta_1^{\pm 1} U A_1}, \quad (3-13)$$

где $\eta_1^{\pm 1}$ — к. п. д. статора; знак плюс соответствует двигательному, минус — генераторному режиму машины.

На единицу активной поверхности асинхронной машины реактивная мощность составляет

$$Q_S = E_1 A_{\mu} + A_1^2 x_{S1} + A_2^2 x_{S2} \sigma, \quad (3-14)$$

где слагаемые правой части выражают удельную реактивную мощность соответственно: главного магнитного потока (потока взаимной индукции) $E_1 A_{\mu}$, потока рассеяния статора Q_1 и потока рассеяния ротора Q_2 .

Для первого слагаемого имеем из (3-14), (3-3), (2-15)

$$E_1 A_{\mu} = k_{w1} v_1 B \frac{\pi B \delta''}{k_{w1} \mu_0 \sigma} = \frac{\omega B \delta''}{\mu_0}. \quad (3-15)$$

Разделив (3-14) на (1-19) и учитывая к. п. д. статора η_1 , получим формулу, определяющую $\operatorname{tg} \varphi$ асинхронного двигателя любого типа,

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{\pi B \delta'' \eta_1 k_Q}{\mu_0 k_{w2} \tau A_2 \cos \psi_2}, \quad (3-16)$$

где k_Q — отношение реактивной мощности всей машины к реактивной мощности намагничивания, причём

$$k_Q = 1 + Q_{*1} + Q_{*2}. \quad (3-17)$$

Отношение реактивной мощности потока рассеяния статора и ротора к реактивной мощности намагничивания составляет соответственно

$$Q_{*1} = \frac{A_1^2 x_{S1}}{E_1 A_{\mu}} = \frac{x_{*1}}{k_E I_{*1}}; \quad (3-18)$$

$$Q_{*2} = \frac{A_2^2 x_{S2}}{E_1 A_{\mu}} = \frac{x_{*2}}{I_{*2}}, \quad (3-19)$$

где k_E — отношение э. д. с. главного магнитного потока к напряжению; I_{*1} — относительный намагничивающий ток; x_{*1} — относительная реактивность статора (относительная реактивная составляющая падения напряжения в обмотке статора); x_{*2} — то же, для ротора,

$$I_{*2} = A_{\mu} / A_2.$$

При номинальной нагрузке величины Q_{*1} и Q_{*2} у обычных асинхронных машин составляют соответственно около 0,3 и 0,01, а у дугостаторных около 0,55 и 0,08.

При холостом ходе реактивная мощность намагничивания больше реактивной мощности магнитных потоков рассеяния. По мере увеличения нагрузки первая величина медленно убывает, а вторая — пропорционально квадрату тока увеличивается. При равенстве рассматриваемых слагаемых реактивной мощности коэффициент мощности максимален. Обычно это имеет место при нагрузке выше номинальной, поэтому $k_Q < 2$. Однако у машин с большим полюсным шагом и, следовательно, малым намагничивающим током максимум коэффициента мощности смещается к номинальной нагрузке и даже меньшей; тогда $k_Q \geq 2$.

У асинхронных машин, от самых малых до самых больших, величина k_Q остается обычно в пределах:

$$k_Q = 1,2 \div 2,2. \quad (3-20)$$

Относительный уровень $\lg \varphi$ и реактивной мощности у дугостаторных машин. У наиболее тихоходных дугостаторных машин по отношению к эквивалентной круговой машине достижимо: $\tau_* = 1,8$, $A_{*2} = 4,5$ по (3-6); $\eta_* k_{*Q} = 2,5$. Произведение $B\delta''$ и остальные величины правой части соотношения (3-16) примерно одинаковы у сравниваемых машин. Поэтому у весьма тихоходных дугостаторных асинхронных

машин возможный относительный уровень $\lg \varphi$ составляет по (3-16)

$$\frac{\lg \varphi}{\lg \varphi^0} = \frac{\eta_* k_{*Q}}{\tau_* A_{*2}} = \frac{2,5}{1,8 \cdot 4,5} = 0,308. \quad (3-21)$$

Реактивную мощность на зажимах статора любой асинхронной машины можно найти, по соотношениям (3-16) и $P_e = \frac{P_1}{\eta_1}$

$$Q = P_1 \lg \varphi = \frac{P_e \tau B \delta'' k_Q}{\mu_0 k_{w2} \tau A_2 \cos \psi_2}. \quad (3-22)$$

Отсюда определяется и относительный уровень реактивной мощности у наиболее тихоходных дугостаторных асинхронных машин:

$$\frac{Q}{Q^0} = \frac{k_{*Q}}{\tau_* A_{*2}} = \frac{1,25}{1,8 \cdot 4,5} = 0,155. \quad (3-23)$$

Таким образом, у тихоходных дугостаторных машин реактивная мощность может быть получена почти в 7 раз меньшей, чем у эквивалентных круговых. Это — один из главных факторов, позволяющих создать дугостаторные машины на весьма малые синхронные частоты вращения, например, 0,3 об/сек при частоте 50 гц.

Увеличение полюсного шага ведет к значительному повышению $\cos \varphi$. У асинхронной машины с большим полюсным шагом $\cos \varphi_N$ может достигать значений 0,9 даже при сравнительно большом магнитном зазоре.

3-4. Относительная величина главного магнитного потока

По векторной диаграмме для фазных величин (рис. 3-2)

$$k_E = \frac{E_1}{U_1} = \frac{B}{B_u} = \sqrt{(\cos \varphi - R_{*1})^2 + (\sin \varphi - x_{*1})^2}, \quad (3-24)$$

где

$$R_{*1} = \frac{A_1 R_{S1}}{U}; \quad x_{*1} = \frac{A_1 x_{S1}}{U}. \quad (3-25)$$

Соотношение (3-24) может быть выражено достаточно точно иначе:

$$k_E = 1 - x_{*1} \sin \varphi = 1 - \frac{A_1 x_{S1} \sin \varphi}{U} = 1 - \frac{\pi A_1 L_{S1} \sin \varphi}{k_w B_u \tau}. \quad (3-26)$$

Следует различать номинальные значения величины k_E у различных машин от ее текущих значений у данной машины, уменьшающихся с увеличением тока статора.

Если принять, что по отношению к эквивалентной машине у дугостаторной могут быть достигнуты: $\tau_* = 1,8$; $B_{*u} = 1,5$;

$L_{*S1} = 0,6$; $\sin_* \varphi = 0,9$; $A_{*1} = 2$, то получим следующий относительный номинальный уровень величины $1 - k_E$:

$$1 - k_E = \frac{A_{*1} L_{*S1} \sin_* \varphi}{B_{*u} \tau_*} = \frac{2 \cdot 0,6 \cdot 0,9}{1,5 \cdot 1,8} = 0,4. \quad (3-27)$$

При малом полюсном шаге, что характерно для тихоходных машин, величина $(1 - k_E)$ достигает сравнительно больших значений. В этих условиях актуальным является изыскание возможностей ее уменьшения.

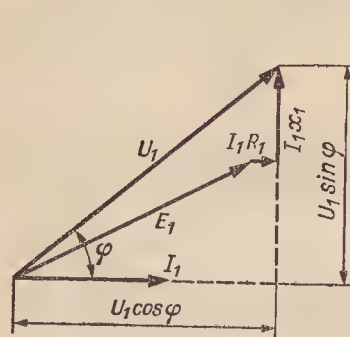


Рис. 3-2. Векторная диаграмма для определения относительной величины главного магнитного потока асинхронного двигателя

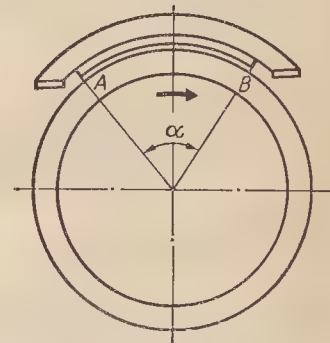


Рис. 3-3. К определению перегрева входных элементов ротора дугостаторного двигателя

Относительная величина главного магнитного потока при холостом ходе и пуске. При холостом ходе $\sin \varphi \approx 1$. Отсюда и из (3-26)

$$k_{E0} = 1 - I_{*u} x_{*1}, \quad (3-28)$$

где x_{*1} определяется по (3-25), I_{*u} — относительный ток холостого хода.

При холостом ходе главный поток и ток возбуждения асинхронной машины максимальны. У холодной машины по сравнению с нагретой средний магнитный зазор обычно больше, чему и соответствует больший намагничивающий ток.

При пуске у асинхронного короткозамкнутого двигателя, в том числе и у дугостаторного, относительная величина главного магнитного потока наименьшая:

$$k_{EK} = 1 - I_{*k1} x_{*1} \sin \varphi_k = \frac{A_{k2} x_{S2k}}{U \sin \varphi_{k2}}. \quad (3-29)$$

3-5. Потери и коэффициент полезного действия

Потери мощности у электрической машины складываются из потерь в обмотках, механических потерь и потерь в стали.

Удельные потери в обмотках. Активная составляющая падения напряжения в любой электрической цепи, в том числе и в обмотке, составляет

$$U'_R = j\rho k_F = j\rho', \quad (3-30)$$

где j — плотность тока; ρ — удельное электрическое сопротивление токопроводящего материала; k_F — коэффициент Филда.

Произведение (3-30) и удельного тока A обмотки определяет удельные электрические потери в активной части обмотки на единицу поверхности, т. е.

$$P'_{sa} = Aj\rho k_F. \quad (3-31)$$

Включая лобовые части (торцы), имеем

$$P'_S = Aj\rho'' = A^2 R_S j^2 \rho'' h, \quad (3-32)$$

где R_S — единичное активное сопротивление по (1-21); h — толщина эквивалентной оболочки по (1-22); ρ'' определяется из (1-21).

Относительный уровень рассматриваемых потерь мощности

$$\sigma = \frac{j\rho''}{U \cos \varphi} = \frac{AR_S}{U \cos \varphi} = \frac{Aj\rho k_F k_R}{UA \cos \varphi}. \quad (3-33)$$

По этому соотношению, подставляя соответствующие величины цепей статора и ротора, могут быть найдены относительные величины потерь.

Из (1-46) и (3-33) ясно, что линейная скорость — один из основных факторов, определяющих уровень относительных потерь в проводниках электрической машины.

Цепь статора. По отношению к эквивалентной машине у дугостаторной тихоходной машины для обмотки статора имеем: $A_{*1} = 0,8$ по (3-12); $k_{*R} = 0,3$ по (1-25); $P_{*S} = 12,0$ (см. гл. 1). По (3-33), даже при $j_* = 1,875$, что соответствует уменьшению глубины паза и единичной индуктивности, получим

$$\sigma_{*1} = \frac{A_* j_* k_{*R} k_{*F}}{P_{*S}} = \frac{0,8 \cdot 1,875 \cdot 0,3}{12} = 0,0372. \quad (3-34)$$

Таким образом, у весьма тихоходных дугостаторных машин потери в обмотке статора могут быть во много раз меньше, чем у эквивалентных машин.

Цепь ротора. По отношению к ротору эквивалентной машины у ротора тихоходной дугостаторной машины имеется возможность получить: $A_{*2} = 4,5$ по (3-6); $\rho k_{*R} = 0,49$ по (1-32). Для уменьшения глубины паза и единичной индуктивности можно также

повысить плотность тока до $j_* = 4,5$. Тогда, принимая во внимание (3-31), получим

$$\sigma_{*2} = \frac{A_* j_* \rho_* k_* R_* k_{*F}}{P_{*S}} = \frac{4,5 \cdot 4,5 \cdot 0,49}{12} = 0,82. \quad (3-35)$$

Потери в роторе от высших гармоник. Как было показано в гл. 2, у дугостаторной машины поверхностные (и пульсационные) потери могут быть получены меньшими, чем у эквивалентной. Краевые потери также могут быть снижены до минимального уровня даже у четырехполюсных дугостаторных машин. В итоге у рационально спроектированной дугостаторной машины сумма потерь в роторе от высших гармоник может быть получена примерно такой же, как в роторе эквивалентной машины.

Механические потери. У дугостаторных машин, в которых ротором является вращающаяся часть рабочей машины, механических потерь, вносимых двигателем, в сущности нет. Потери, обусловленные вращающейся частью рабочей машины, существуют независимо от двигателя и в числе других составляющих определяют общую нагрузку двигателя. Таким образом, можно считать, что у дугостаторных двигателей собственные механические потери равны нулю.

Потери в стали статора. Относительный уровень потерь в стали статора составляет

$$\sigma_F = \frac{P'_{Va} h_a k_d + P'_{Vz} h_z}{k_{w1} B_u U_1 A_1 \cos \varphi}. \quad (3-36)$$

Числитель выражает удельные потери на единицу активной поверхности в стали спинки и зубцов сердечника, а знаменатель — подводимую удельную мощность; P'_{Va} — потери мощности на единицу объема стали спинки; P'_{Vz} — то же, у зубцов, k_d — отношение среднего диаметра спинки к активному;

$$h'_z = h_z b_{*zc}, \quad (3-37)$$

где h_z — действительная высота зубца; b_{*zc} — отношение средней его ширины к пазовому шагу на активной поверхности; h_a — действительная высота спинки вырубки; причем

$$h_a = \frac{0,45 \cdot B_u \tau}{k_a B_{am}} \approx (0,2 \div 0,3), \quad (3-38)$$

где k_a — коэффициент заполнения сталью спинки сердечника; B_{am} — максимум индукции в этой спинке.

Потери мощности на единицу объема стали составляют

$$P'_V = P'_{mi} \gamma B_{*m}^2 k_{сб}, \quad (3-39)$$

P'_{mi} — потери на единицу массы заданного сорта стали в собранном сердечнике при амплитуде индукции 1 тл и частоте 50 гц; B_{*m} — отношение действительной амплитуды индукции в данном

объеме стали к амплитуде 1 тл; γ — плотность данного сорта стали; $k_{сб}$ — коэффициент, учитывающий увеличение потерь в собранном сердечнике.

Если принять, что дугостаторная машина имеет оптимальные показатели, то по сравнению с эквивалентной машиной имеем:

в (3-36) знаменатель больше в 12 раз;

первое слагаемое числителя в (3-36) больше в 2,7 раза, поскольку величина h_a по (3-38) пропорциональна $B_u \tau$. Однако это слагаемое для принятых значений полюсного шага составляет всего около 0,2 всех потерь в стали статора;

второе слагаемое числителя в (3-36) примерно такое же, как у эквивалентной машины, так как h'_z по (3-37) остается неизменным (у дугостаторной машины высота зубцов меньше, зато их относительная ширина несколько больше). Причем потери в зубцах, обусловленные вторым слагаемым, составляют около 0,8 всех потерь в стали.

Отсюда, по (3-36) получаем

$$\sigma_{*F} = \frac{0,2 \cdot 2,7 + 0,8}{12} \approx 0,12. \quad (3-40)$$

Дополнительно эта величина снижается за счет того, что требуемая номинальная мощность у дугостаторного двигателя меньше. Поэтому потери в сердечнике его статора, выполненном из стали Э330 толщиной 0,5 мм, меньше 0,01 мощности на зажимах статора.

Коэффициент полезного действия. Следует различать к. п. д. электрической машины, привода и всего агрегата.

К. п. д. дугостаторной машины. Из формул (3-33) — (3-36) следует, что высокая удельная мощность (и высокая линейная скорость ротора) — одно из главных условий для достижения высокого к. п. д. у любой электрической машины. У рационально спроектированных дугостаторных машин это условие соблюдается. Поэтому их к. п. д. может быть получен выше, чем у эквивалентных машин, главным образом за счет меньших потерь в обмотке статора, что видно из (3-34). Различие в уровне к. п. д. и в уровне удельных мощностей дугостаторных и эквивалентных машин тем больше, чем тихходнее сравниваемые машины.

К. п. д. привода. При подсчете к. п. д. привода, кроме потерь двигателя, учитываются также потери в механических передачах. Так как механических передач у дугостаторного привода нет, то, естественно, его к. п. д. выше, чем у контактных систем привода. К этому следует добавить, что в приводах с резко меняющейся нагрузкой по соображениям прочности размеры валов и механических передач выбираются с запасом. Это увеличивает потери мощности в них. Выбранные по максимально возможным значениям нагрузки элементы привода недогружены при меньших нагрузках, что снижает средний эксплуатационный к. п. д. привода.

Таким образом, чем резче изменяется нагрузка агрегата и, следовательно, хуже условия работы механических передач, тем

эффективнее работа того же агрегата от дугового статора не только по виброустойчивости, надежности и долговечности, но и по среднему эксплуатационному к. п. д.

К. п. д. агрегата. Для энергетической оценки сравниваемых агрегатов, один из которых имеет контактный, а второй — дугостаторный привод, интегральным критерием является средний за достаточно длительное время эксплуатационный к. п. д. всего агрегата, а не только электрического двигателя или привода.

Рабочие машины, приводимые в движение непосредственно магнитными полями, избавлены от биений и вибраций, вызываемых наличием механических передач. Эти благоприятные динамические условия создают предпосылки для улучшения конструкции многих типов рабочих машин. Например, барабанные мельницы могут быть переведены с коренных подшипников большого диаметра на роликоопоры в подшипниках качения под барабаном, что повышает общий к. п. д. агрегата на 6—8%.

В итоге эксплуатационный к. п. д. всего агрегата может быть получен значительно более высоким при дугостаторном приводе, чем при контактном.

3-6. Величины, характеризующие условия пуска

Одной из основных пусковых характеристик является кратность пускового момента. Эту величину можно определить, если разделить пусковую удельную электромагнитную мощность $A_{k2}^2 R_{sk2}$ на номинальную A_{2s2}^2 / σ_n , где σ_n — номинальное скольжение. Переходя к относительной величине (кратности) пускового момента, получим:

$$M_{*п} = I_{*k2}^2 R_{*k2} \sigma_n; \quad (3-41)$$

$$I_{*k2} = \sqrt{\frac{M_{*п}}{\sigma_n R_{*k2}}}, \quad (3-42)$$

где $M_{*п}$, I_{*k2} и R_{*k2} — отношения величин, соответствующих пуску, к номинальным для вращающего момента двигателя, тока и активного сопротивления ротора. У дугостаторных машин достижимы значения $\sigma_n R_{*k2} = 0,2$. Поэтому, если требуемая кратность пускового момента $M_{*п} = 1,1$, то по (3-42) получим кратность пускового тока ротора $I_{*k2} = 2,35$.

Еще меньше кратность пускового тока статора, которая может достичь значения 1,5, что характерно также для кругового асинхронного двигателя, имеющего большие значения относительного намагничивающего тока и удельного номинального тока ротора.

Так как требуемая номинальная мощность дугового статора меньше, то его пусковые токи и мощности могут быть в 2—3 раза ниже, чем у заменяемого двигателя контактного привода. Меньше в несколько раз и пусковые потери мощности, а также падение напряжения при пуске. Это облегчает пуск агрегатов даже очень

большой мощности и их самозапуск при кратковременных резких снижениях напряжения или при повторном автоматическом включении питания после перерыва.

У асинхронного короткозамкнутого двигателя, как известно, бывают высокие перегревы при затыжных или частых пусках. Во многих случаях из-за этого приходится отказываться от короткозамкнутого ротора в пользу фазового, что значительно усложняет привод.

У дугостаторных асинхронных машин перегрев при пуске значительно меньше. Определим этот перегрев у тех элементов ротора, которые в начале пуска находятся у входа под статор (элементы зоны А на рис. 3-3). Их перегрев выше, чем у других элементов ротора, поскольку они подходят под статор при наибольшем пусковом токе.

Элемент активной поверхности ротора дугостаторной машины за каждый оборот нагревается в течение времени

$$t_a = \frac{2p\tau}{2\pi f(1-\sigma)} = \frac{pT}{1-\sigma} = \frac{\alpha_*}{n}, \quad (3-43)$$

где σ — скольжение; n — число оборотов в секунду (частота вращения) ротора; α_* — относительная активная дуга статора; f — частота и T — период переменного тока.

Если ω_y — угловое ускорение; t_n — период пуска, то при равномерно-ускоренном движении рабочее время входных элементов ротора А за первый оборот

$$t_{A1} = \sqrt{\frac{2\alpha}{\omega_y}} = \sqrt{\frac{2\alpha_* t_n}{n}} = \sqrt{2t_n t_a}. \quad (3-44)$$

Если N — число оборотов, сделанное ротором с момента пуска, то, составив по (3-44) два аналогичных соотношения для угловых путей $2\pi(N \pm \alpha_*)$ и $2\pi N$ и вычитая из первого второе, получим формулу, определяющую рабочий период t_A элементов А ротора на любом обороте с момента пуска. Сумма этих периодов дает общий рабочий период пуска элементов А ротора, а именно:

$$T_A = \sum t_A = \sqrt{\frac{2t_n}{n}} (\sqrt{\alpha_*} + \sqrt{1+\alpha_*} - 1 + \sqrt{2+\alpha_*} - \sqrt{2} + \dots + \sqrt{N_k + \alpha_*} - \sqrt{N_k}). \quad (3-45)$$

Это соотношение, как и (3-44), действительно до значения

$$N_k = \frac{nt_n}{2}, \quad (3-46)$$

соответствующего равномерно-ускоренному движению.

При $N_k \leq 1$ сомножитель, стоящий в скобках соотношения (3-45), равен $\sqrt{\alpha_*}$. К этой же величине он стремится согласно (3-45) и при $N_k > 1$, но при малом α_* (такое допущение тем более

приемлемо, если учесть наличие теплорассеяния элементов A на пути $1 - \alpha_*$ (каждого оборота периода пуска). Отсюда имеем по (3-45)

$$T_A = \sum t_A = \sqrt{2t_{\pi} t_{\alpha}} = \sqrt{\frac{2\rho T t_{\pi}}{1 - \sigma}}. \quad (3-47)$$

Для определения пускового перегрева необходимо знать скорость его нарастания.

По потерям мощности в единице объема массы P'_V и по удельной объемной теплоемкости C_V скорость адиабатного нагрева составляет

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{P'_V}{C_V} = \frac{j^2 \rho k_F}{C_V}. \quad (3-48)$$

Удельная объемная теплоемкость изменяется в более узких пределах, чем удельная массовая теплоемкость C_m . Если γ — плотность массы, то

$$C_V = C_m \gamma. \quad (3-49)$$

В пределах рассматриваемых температур у алюминия $C_V = 2,3$, у меди $C_V = 3,5$ Дж/°К·см³.

За период пуска среднеквадратичная плотность тока составляет

$$j^2 = k_{c.p} j_n^2, \quad (3-50)$$

где j_n — плотность тока в начале пуска; $k_{c.p}$ — коэффициент, учитывающий постепенное спадание тока в период пуска; приближенно его можно считать равным 0,5.

Перегрев входных элементов A ротора за период пуска машины, исходя из (3-48) и (3-50), составляет

$$\theta_A = \frac{j_n^2 \rho k_F T_A (1 - Q_{*ст}) (1 - Q_{*а})}{2C_V}, \quad (3-51)$$

где $Q_{*ст}$ — относительная теплопередача от стержней к стали ротора; $Q_{*а}$ — относительное теплорассеяние стержней в атмосферу (обе величины — средние за период пуска). Эти величины тем ближе к нулю, а процесс тем ближе к адиабатному, чем меньше период пуска.

Как следует из (3-47) и (3-51), пусковой перегрев ротора дугостаторной машины меньше в несколько раз, чем у короткозамкнутой клетки ротора обычного двигателя, за счет меньшего рабочего периода пуска элементов ротора.

Мощность, необходимую по условиям пуска, определяем, исходя из суммы требуемых мощностей. При таком подходе исключается

необходимость приведения моментов и сил к валу двигателя. Суммарная требуемая мощность двигателя.

$$P = \frac{(P_{n1} + P_{n2} + P_{n3}) k_{\pi}}{M_{*п} U_{*п}^2}. \quad (3-52)$$

Здесь P_{n1} , P_{n2} и P_{n3} — мощности, соответствующие минимальной скорости и моментам (силам) статического сопротивления при пуске. При этом P_{n1} — мощность, обусловленная работой машины; P_{n2} — мощность, обусловленная силами трения в элементах привода; P_{n3} — мощность, обусловленная неуравновешенными силами в агрегате (имеется только у некоторых специальных машин); k_{π} — отношение всей мощности привода, требуемой для пуска агрегата (включая динамическую), к сумме статических мощностей; $M_{*п}$ — кратность пускового момента (пусковых сил) двигателя по отношению к номинальным значениям, рассчитанным при номинальном напряжении; $U_{*п}$ — отношение пускового напряжения на зажимах машины к номинальному.

Рассмотрим подробнее составляющие формулы (3-52) применительно к агрегатам с контактным и дугостаторным приводом.

Мощность P_{n1} состоит из двух частей:

$$P_{n1} = P'_{n1} + P''_{n1}. \quad (3-53)$$

Первая часть — P'_{n1} обусловлена технологическим процессом (расчетная формула определяется спецификой рабочей машины); вторая часть — P''_{n1} зависит от трения в подшипниках и механических передачах машины.

У барабана, маховика или любого другого ротора мощность сил трения при пуске, приведенная к его номинальной скорости, определяется соотношением

$$P''_{n1} = (G + F_y) \mu_{\pi} r \omega, \quad (3-54)$$

где G — сила, обусловленная весом ротора; r — радиус его цапф; ω — угловая частота вращения; F_y — вертикальная составляющая давления, действующая на ротор со стороны привода; μ_{π} — коэффициент трения покоя (у подшипников скольжения после длительных остановок машины он во много раз больше, чем в рабочем режиме).

У машин, где велики три первых сомножителя соотношения (3-54), велик и статический момент сопротивления и, соответственно, тяжелы условия пуска. Например, у мельниц типоразмера Ш-50 наличие подшипников скольжения радиусом $r = 1$ м, обуславливает потери $P''_{n1} = 1260$ кВт.

Мощность P_{n2} определяется силами трения в приводе и подсчитывается также по (3-54). У контактного привода основные силы трения возникают в подшипниках и механических передачах.

У электрического двигателя привода под F_y следует понимать вертикальную составляющую разности радиальных магнитных

сил при пуске с учетом знака по отношению к весу ротора. Сила F_y вызывается разностью средних магнитных зазоров двух половин машины.

Согласно (3-29) пуск асинхронных короткозамкнутых двигателей происходит при наименьшем главном потоке, чему соответствует минимум силы F_y .

Представление о возможном уровне мощности сил трения пуска контактного привода может дать следующий пример: в подшипниках скольжения ротора электродвигателя барабанной мельницы типоразмера Ш-50, а также в подшипниках ведущей шестерни и в зубчатом зацеплении мощность, рассчитанная по силам трения пуска,

$$P_{п2} = 220 \text{ кВт.}$$

Мощность сил сопротивления неуравновешенных масс $P_{п3}$ при пуске должна учитываться в тех машинах, где при вращении происходит перемещение рабочей массы. Так, например, в барабанных мельницах внутри барабана происходит непрерывное перемещение мелющих и размалываемых тел. В этом случае возникает момент сил, которому соответствует мощность $P_{п3}$, зависящая от угла наклона β поверхности подвижной массы в барабане к горизонтальной плоскости:

$$P_{п3} = Gr_{ц}\omega \sin \beta, \quad (3-55)$$

где $r_{ц}$ — радиус центра массы. Максимум возможного угла β соответствует максимуму моментов сил трения в подшипниках барабана и привода при остановке после выбега. Если принять, что коэффициенты трения, получаемые при остановке после выбега агрегата, являются полуторакратными по отношению к их рабочему уровню, то для барабанных мельниц типоразмера Ш-50 получим $P_{п3} = 210 \text{ кВт.}$

При каком-либо пуске момент неуравновешенных сил может оказаться направленным против момента вращения двигателя, что требует увеличения необходимой пусковой мощности на величину $P_{п3}$.

Неуравновешенность может быть также вызвана массой самого барабана, балансировка которого затруднена из-за качания больших коренных подшипников скольжения.

Величина $k_{п}$ для (3-52) определяется средней динамической мощностью, требуемой для пуска машинного агрегата, которая равна отношению его кинетической энергии W к периоду пуска $t_{п}$. Эта мощность составляет часть суммарной мощности сил статического сопротивления $P_{п}$, т. е.

$$\frac{W}{t_{п}} = cP_{п}. \quad (3-56)$$

Величина c для каждого типоразмера агрегата определяется местными условиями. Для указанного типоразмера барабанной мельницы $c = 0,1$, чему соответствует $k_{п} = 1,1$.

Кратность пускового момента $M_{*п}$ у двигателей контактного привода, применяемых для агрегатов указанного типоразмера, обычно составляет 1, а кратность пускового тока равна 5,5 что по (3-29) снижает пусковое напряжение на зажимах двигателя до 0,9 от номинального, причем наибольшая часть падения напряжения обычно приходится на трансформатор.

С учетом всех условий пуска требуемая мощность двигателя контактного привода для взятого как пример агрегата составляет без мощности, обусловленной технологическим процессом, по (3-52)

$$P = \frac{(1260 + 220 + 210) 1,1}{1 \cdot 0,9^2} = 2300 \text{ кВт,}$$

что вдвое больше мощности, требуемой для того же агрегата после пуска и при номинальной производительности.

Пусковая мощность дугостаторного двигателя по сравнению с другими типами двигателей значительно меньше прежде всего потому, что уменьшаются силы статического сопротивления при пуске рабочей машины вследствие упрощения ее конструкции. Кроме того, при дугостаторном приводе нет сил статического сопротивления, обусловленных самим двигателем, так как у него нет контактных поверхностей. Запас мощности двигателя, требуемый по пусковому падению напряжения, здесь также меньше. По указанным причинам полная пусковая мощность дугостаторного двигателя значительно ниже, чем у других типов двигателей. Соответственно снижается требуемая номинальная мощность двигателя, а также мощность питающего трансформатора.

3-7. Расход материалов

В функции удельной электромагнитной мощности масса любой однородной части машины на единицу этой мощности определяется соотношением

$$m_e = \frac{\gamma h k_d k}{P_s k_a}, \quad (3-57)$$

где γ — плотность массы; h — толщина активного слоя или эквивалентной оболочки данной части машины; k_d — отношение среднего диаметра слоя к активному; k — отношение полной массы к активной ее части; k_a — коэффициент использования активной поверхности; у ротора $k_a = \alpha_*$ [см. (1-4)].

Расход материалов у дугового статора по отношению к статору эквивалентной машины может быть подсчитан по (3-57) и формулам, определяющим основные расчетные величины.

По (3-12) у дугового статора относительной удельный ток $A_{*1} = 0,8 \div 2$; относительная плотность тока $j_{*1} = 1,5 \div 2$. Поэтому в среднем по (1-22) у меди обмотки

$$h_{*11} = \frac{A_{*1}}{j_{*1}} = \frac{1,4}{1,75} = 0,8. \quad (3-58)$$

По (1-25), (3-57) и (3-58) у наиболее тихоходных машин относительный расход меди обмотки статора

$$m_{*11} = \frac{h_{*11} k_{*R1}}{P_{*S}} = \frac{0,8 \cdot 0,3}{12} = 0,02. \quad (3-59)$$

Относительный удельный расход изоляционных материалов примерно тот же.

Относительный удельный расход электротехнической стали можно считать равным относительной величине потерь в стали и принять, согласно (3-40), что его величина составляет 0,12.

При малом центральном угле дугового статора меньше требуемая по допустимым деформациям высота ребер и масса станины, меньше массы сталесборочных деталей и щитов. У таких статоров, даже большой мощности, отношение массы конструктивных материалов к массе электротехнических материалов может быть меньше единицы.

Таким образом, по отношению к статору эквивалентной машины оптимальный дуговой статор у наиболее тихоходных машин позволяет сократить расход меди и изоляционных материалов примерно в 50 раз, электротехнической стали — в 9 раз; общий расход материалов уменьшается почти в 12 раз. Если учесть, что требуемая номинальная мощность дугостаторной машины меньше, чем эквивалентной, то ясно, что экономия материалов при дугостаторном двигателе будет еще большей.

Например, для некоторых типоразмеров барабанных углеразмольных мельниц масса разработанных дугостаторных приводов в 44 раза меньше, чем у заменяемых контактных приводов.

Расход алюминия в роторе, несмотря на то, что со статором взаимодействует только дуговая часть цилиндрической поверхности ротора, составляет лишь десятые доли килограмма на киловатт мощности; при высоких линейных скоростях и в некоторых других случаях, когда используется массивная вращающаяся часть рабочей машины, можно вообще обойтись без алюминиевой клетки в роторе.

Технология выполнения обмоток высокого напряжения весьма трудоемка; для таких обмоток необходимы дорогостоящие изоляционные материалы. Поэтому обмотка высокого напряжения во много раз дороже ее меди, а число секций (катушек или стержней) обмотки — важнейшая технико-экономическая величина, определяющая также степень электрической надежности машины. Из (1-6) и (1-13) ясно, что по отношению к статору эквивалентной машины дуговой статор позволяет резко сократить число секций обмотки (примерно в 15 раз). Число вырубков¹ на 1 статор крупной машины достигает сотен тысяч. Работы по их штамповке и сборке дороже

¹ Вырубки могут быть «сегментами», линейными (для линейных статоров) или иными по форме, но в общем случае они остаются элементами, вырубаемыми из листов стали.

самой электротехнической стали. Поэтому число вырубков машины — также весьма важная экономическая величина. По отношению к статору эквивалентной машины у дугового статора число вырубков электротехнической стали может быть получено меньшим в 12—20 раз.

Таким образом, стоимость наиболее дорогих материалов и работ (выполнение обмотки и сборка сердечника) у дугового статора сокращаются весьма значительно.

Более точные сравнительные технико-экономические показатели дугостаторных двигателей могут быть получены в результате расчета привода для конкретных рабочих машин.

ГЛАВА ЧЕТВЕРТАЯ

РАСЧЕТ И НАЛАДКА БЕЗРЕДУКТОРНОГО ДУГОСТАТОРНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА

4-1. Вводные замечания

Для максимального использования всех возможностей дугостаторного электропривода его надо проектировать вместе с рабочей машиной, для которой он предназначен. Из большого числа мощных тихоходных рабочих машин, для которых рационально применять дугостаторный электропривод, особо выделяются барабанные мельницы, предназначенные для измельчения различных материалов (угля, руды, щебня и т. п.). Дугостаторный электропривод у барабанных мельниц устраняет большое число изнашивающихся частей, повышает надежность и долговечность агрегата, сокращает его вес и габариты, уменьшает расход электроэнергии и затраты на обслуживание.

Ниже на примере расчета дугостаторного электропривода барабанных мельниц изложены основные вопросы расчета дугостаторного электропривода. При проектировании других объектов сохраняется общий порядок расчета и вносятся изменения и дополнения, обусловленные спецификой тех или иных рабочих механизмов.

Методика расчета дугостаторного электропривода и оценка его технико-экономических показателей основывается, главным образом, на материалах предыдущих глав. Однако для системы охлаждения, параметров массивного ротора, механических конструкций и других этапов расчета, не рассмотренных ранее, используются формулы, предложенные в литературе. Общепринятые обозначения, применяемые при расчете электрических машин [7, 32, 34], в ряде случаев не поясняются.

Для более полного практического использования материалов данной главы в ней освещены также некоторые вопросы технологии и наладки дугостаторного электропривода. В основу указанных

вопросов положены данные опыта автора по изготовлению и наладке дугостаторного электропривода углеразмольных барабанных мельниц для электрических станций.

4-2. Предварительное обоснование целесообразности выбора дугостаторного электропривода

Приступая к расчету дугостаторного электропривода, необходимо, рассмотрев особенности рабочей машины, предварительно обосновать целесообразность выбора предлагаемой системы электропривода, которая окончательно подтверждается технико-экономическими показателями рассчитанного электропривода.

Барабанные мельницы изготавливаются заводами различных отраслей машиностроения (тяжелого, энергетического, химического и др.). В 1962—1967 гг. в СССР изготовлено около 2000 барабанных мельниц крупных типоразмеров с приводом на $0,25 \div 0,5$ об/сек, мощностью до 2500 кВт, т. е. на моменты вращения до 1750 кн·м.

Как уже отмечалось, на возобновление изнашивающихся частей контактных приводов всего парка барабанных мельниц ежегодно расходуются значительные средства. Потери мощности в этих частях достигают 25% от общей подводимой мощности.

Износ и потери мощности в трущихся частях, усугубленные абразивным действием производственной пыли, ограничили скорость вращения барабанных мельниц и, соответственно, их производительность.

У углеразмольных барабанных мельниц (рис. 4-1) производительность ограничена еще и тем, что их коренные подшипники (диаметром до 3 м) не позволяют подавать в мельницу воздух с температурой выше 700°К . Тепловая изоляция этих подшипников требует циркуляции нескольких тонн смазки и наличия водяного охлаждения. Это снижает надежность агрегата и усложняет обслуживание.

Из-за указанных причин почти вдвое возрастает требуемая мощность привода, трансформаторов и остального электрооборудования. Необходимую мощность можно было бы снизить, подавая при пуске масло под давлением в нижнюю часть обоих подшипников барабана, но для этого требуется уплотнить их четыре торца по общему периметру в несколько десятков метров, что весьма сложно.

Асинхронный двигатель с контактными кольцами и реостатным пуском также мог бы снизить требуемую мощность, но для этого необходимы вторая ступень механической передачи, мощные сопротивления в цепи ротора и аппаратура для дистанционного управления.

Некоторые возможности улучшения показателей системы электропривода имеются у барабанных мельниц с фрикционным приводом [40], но для исключения буксования ведущих фрикционных колес при пуске масса загруженного барабана m на единицу пере-

даваемой ими мощности P должна быть увеличена до уровня

$$\frac{m}{P} = \frac{M_{*m} k_n k_3}{g \mu_m v F_*} = \frac{2 \cdot 1,1 \cdot 1,1}{9,81 \cdot 0,18 \cdot 3,6 \cdot 1,2} = 0,32 \text{ т/квт.} \quad (4-1)$$

Здесь $M_{*m} = 2$ — кратность максимального момента (статическая перегружаемость) двигателя; $k_n = 1,1$ — отношение номинальной мощности привода к передаваемой; $\mu_m = 0,18$ — минимальный коэффициент сцепления между рабочими поверхностями фрикцион-

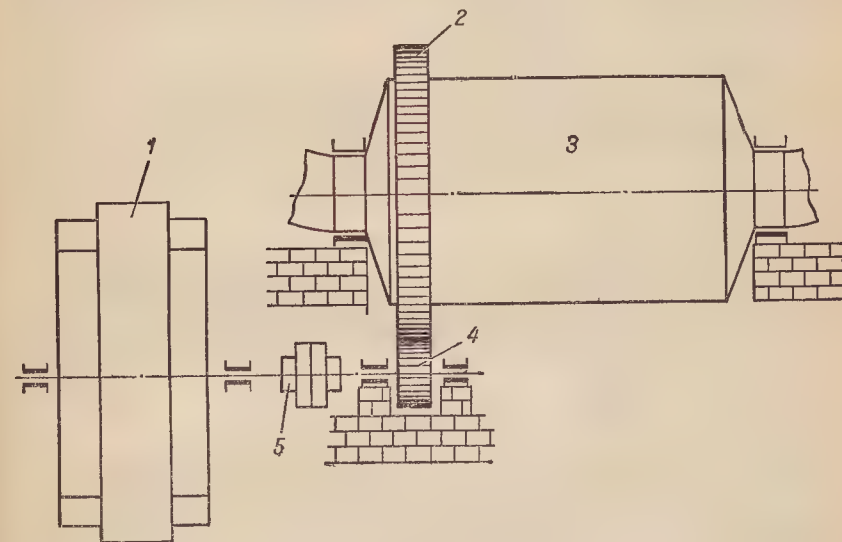


Рис. 4-1. Схема существующего привода углеразмольной барабанной мельницы (типоразмера III-50)

1 — электродвигатель; 2 — зубчатый венец; 3 — барабанная мельница; 4 — ведущая шестерня; 5 — муфта

ных колес из стали при отсутствии вибрации и антифрикционных пленок (уголь, вода, масло); k_3 — коэффициент запаса; g — ускорение силы тяжести; $v = 3,6$ м/сек — линейная скорость рабочих поверхностей колес, соответствующая максимуму момента вращения двигателя; $F_* = 1,2$ — отношение нормального давления на ведущие ролики (включая центробежные силы) к полному весу загруженного барабана.

Из (4-1) следует, что масса загруженного барабана мельницы с фрикционным приводом должна быть вдвое больше, чем у мельницы с нефрикционным приводом.

Таким образом, варианты контактной системы электропривода барабанных мельниц не решают задачи обеспечения необходимой экономичности и надежности.

Применение надежного дугостаторного электропривода создает возможность улучшения всех показателей работы мельниц.

Безредукторный дугостаторный привод прежде всего исключает вибрации, бияния и удары, вызываемые при контактной системе привода механическими передачами. Это позволяет установить барабан мельницы на роликобандажных опорах в подшипниках качения (рис. 4-2). Такой дугостаторный агрегат по сравнению с агрегатом, имеющим фрикционный привод, исключает простои, вызываемые ремонтом механических частей привода; повышает скорость машины и ее производительность; увеличивает срок службы футеровки барабана благодаря возможности периодического изменения направления вращения двигателя; снижает массу барабана мель-

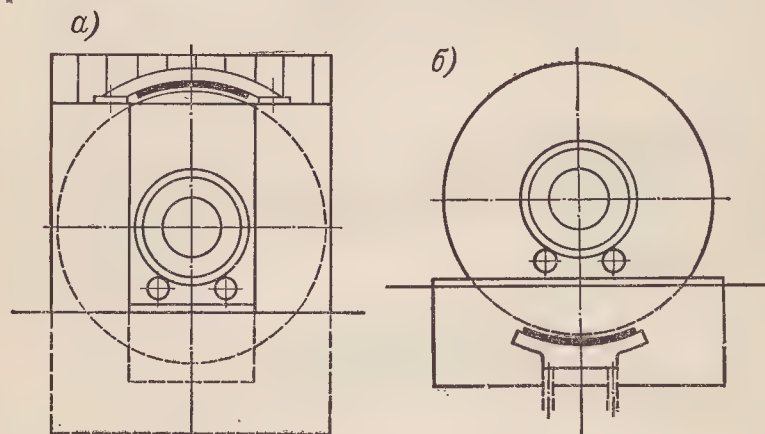


Рис. 4-2. Схемы дугостаторного привода барабанной мельницы на роликобандажных опорах с верхним (а) и нижним (б) расположением дугового статора

ницы и мелющих тел; сокращает в 1,5 — 2 раза общую длину агрегата и уменьшает объем фундаментов.

По сравнению с барабанными мельницами с коренными подшипниками скольжения и контактным приводом у роликобандажных мельниц с дуговым статором, кроме перечисленных преимуществ, имеются еще следующие: исключается расход баббита, устраняется водомасляное хозяйство, экономятся тонны ежегодно расходующего масла, агрегат избавляется от цапф и облегчается на десятки тонн.

Силы трения при пуске агрегата уменьшаются в несколько раз, что позволяет снизить номинальную мощность привода в 1,5 — 2 раза и пусковую мощность в 2,5 — 3 раза.

При дугостаторном электроприводе общий к. п. д. агрегата повышается на 10 — 15%. Расход энергии на размол и пневмотранспорт снижается примерно на столько же. На 15—25% может быть повышена скорость барабанных мельниц и, соответственно, производительность агрегата.

На основании изложенного очевидна целесообразность разработки предлагаемой системы электропривода. Точные количественные характеристики проектируемого привода определяются далее.

4-3. Некоторые вопросы проектирования дугостаторного электропривода барабанных мельниц

Прежде чем перейти к непосредственному расчету дугостаторного электропривода, необходимо выяснить ряд вопросов, отражающих специфику рабочей машины. К таким вопросам относятся: особенности расчета необходимой мощности двигателя, выяснение возможностей повышения удельной производительности мельницы и выбор варианта размещения дугового статора.

Необходимую мощность двигателя следует рассчитывать, исходя из установившегося режима работы агрегата, поскольку, как уже указывалось, неблагоприятные условия пуска в случае применения дугостаторного электропривода не имеют места. При этом необходимо учесть своеобразие рабочего процесса, осуществляемого мельницей.

В барабане мельницы происходит непрерывный подъем мелющих и размалываемых масс. Затрачиваемая на это мощность равна произведению веса поднимаемой массы G_y на среднюю вертикальную составляющую v_y действительной окружной скорости этого подъема v , учитывающей скольжение σ массы относительно рабочей поверхности, а также различные окружные скорости u у различных слоев массы при скорости вращения барабана n .

Величина G_y близка к половине веса G всей перемещаемой в барабане массы, а величина v_y/v по смыслу близка к отношению диаметра к полуокружности, т. е. к $2/\pi$. Поэтому искомая мощность, отнесенная к единице всей массы в барабане, составляет

$$P_{м1} = \frac{G_y v_y}{m} = \frac{G}{2m} \pi D_c n (1 - \sigma) \frac{2}{\pi} = g D_c n (1 - \sigma). \quad (4-2)$$

Диаметр среднего слоя поднимаемой массы D_c меньше диаметра рабочей поверхности барабана D_b на толщину слоя этой массы.

По (4-2) у мельниц Ш-50 при $D_c = 3,4$ м, $n = 0,3$ об/сек, $\sigma = 0,1$ получим $P_{м1} = 9$ кВт/т.

Дополнительная мощность тратится на непрерывное сообщение кинетической энергии массе, падающей вниз на движущуюся поверхность. Эта мощность (динамическая) не служит процессу размола. На единицу массы она определяется соотношением

$$P_{м2} = \frac{v^2}{2T} \frac{\pi^2 D_c n^3 (1 - \sigma)^3}{2}, \quad (4-3)$$

где период обращения массы в барабане

$$T = \frac{1}{n(1 - \sigma)}. \quad (4-4)$$

У мельницы Ш-50 получим по (4-3) $P_{м2} = 1,12 \text{ квт/ч}$. Общая масса шаров и топлива в барабане машины этого типоразмера, требуемая для получения номинальной производительности, составляет 110 т. Поэтому мощность, необходимая для перемещения этой массы в барабане, составит по (4-2) и (4-3)

$$P_6 = (9 + 1,12) \cdot 110 \approx 1110 \text{ квт}. \quad (4-5)$$

Необходимая мощность дугостаторного привода должна быть больше пол ученной по (4-5) на величину потерь в роликобандажных опорах примерно на 40 квт.

По сравнению с номинальной мощностью контактного привода машины типоразмера Ш-50 относительная величина требуемой мощности дугового статора составляет

$$P_{*н} = 0,575. \quad (4-6)$$

Производительность на единицу массы и объема рабочей машины может быть увеличена повышением ее скорости. Обычно считается, что можно увеличивать скорость до критической, при которой центробежное ускорение, сообщаемое барабаном мелющим телам, равно ускорению силы тяжести.

Следует отметить, что при расчете критической скорости $n_{кр}$ необходимо учитывать скольжение σ мелющих тел относительно рабочей поверхности барабана и радиус их слоя r_c , который меньше радиуса рабочей поверхности барабана r_6 . Поэтому

$$n_{кр} = \frac{1}{2\pi(1-\sigma)} \sqrt{\frac{g}{r_c}}. \quad (4-7)$$

Истинная критическая скорость выше получаемой при $\sigma = 0$ и $r_c = r_6$, неправильно называемой критической. Опыт показал, что даже при новой броне барабанные мельницы успешно работают при 110% от этой мнимой критической скорости [40]. Износ брони и полировка мелющих тел в процессе работы, а также антифрикционный слой угольной пыли на их контактных поверхностях снижают сцепление между ними, а поэтому повышают скольжение и истинную критическую скорость. Повышение скорости барабанных мельниц существующего типа увеличивает износ их коренных подшипников и всех трущихся частей контактного привода, что увеличивает расходы на их обслуживание. Ухудшается и энергетический к. п. д. агрегата. Например, у машины Ш-50, где сумма потерь в уплотненных коренных подшипниках барабана и в гнездах трения контактного привода составляет около 300 квт, увеличение скорости на $\frac{1}{3}$ повышает механические потери агрегата на 90 квт, что повышает на 7% удельный расход энергии на 1 т помола. Расход энергии увеличивается также за счет динамической мощности в барабане, определяемой по (4-3). Ее отношение к полезной мощности составляет

$$\frac{P_{м2}}{P_{м1}} = \frac{\pi^2 r_c n^2 (1-\sigma)^2}{g} = \frac{n_{*6}^2}{4}, \quad (4-8)$$

где n_{*6} — отношение скорости вращения мельницы к критической (4-7).

Повышение скорости при дугостаторном приводе и роликобандажных опорах вследствие благоприятных условий вполне возможно. Например, повышение скорости у мельницы типоразмера Ш-50 с 0,294 до 0,334 об/сек (91% от мнимой критической) дает следующие результаты. Механические потери при агрегате повышаются на 4 квт, а динамические потери по (4-8) на 34 квт. Но зато общие потери в дугостаторном приводе меньше на 70 квт, а коэффициент мощности выше на 10%.

Таким образом, дугостаторный привод позволяет повысить удельную производительность барабанных мельниц, так как их оптимальная скорость по суммарным экономическим показателям выше, чем у мельниц с контактным приводом и коренными подшипниками скольжения. Это обусловлено тем, что по сравнению с агрегатом существующего типа при дугостаторном приводе механические потери в 8 ÷ 10 раз меньше, а электрические в 2 ÷ 3 раза больше. С повышением скорости приращение механических потерь при дугостаторном приводе в 8 ÷ 10 раз меньше, чем у существующих. Электрические же потери у дугового статора с повышением скорости значительно снижаются, а у существующего привода почти не изменяются.

Выбор рационального варианта размещения дугового статора при больших размерах рабочей машины имеет особое значение. У тихоходных машин большой мощности максимальная касательная электромагнитная сила дугового статора, действующая вдоль опорных поверхностей, достигает сотен килоньютон. В частности, у статора для мельниц Ш-50 эта сила составляет около 200 кн. При верхнем расположении статора (рис. 4-2, а) у его опор возникают большие изгибающие моменты, что требует усиления колонн здания или сооружения для каждого статора четырех опорных колонн высотой по 8 м и поперечным сечением 1 м², способных ограничить горизонтальные смещения статора до 10% от величины магнитного зазора. Такие колонны загромождают помещение, затрудняют монтаж агрегата и смену бронеплит.

Следует отметить, что при верхнем размещении статора пролет между точками его закрепления втрое больше, чем при нижнем, что вынуждает увеличить втрое и высоту ребер станины, чтобы обеспечить приемлемый прогиб статора под действием радиальных магнитных сил. При этом масса всего статора и его фундаментной рамы увеличивается вдвое, а верхний габарит его — на 1,5 м. Усиление существующей системы колонн усложняет и междуэтажное перекрытие здания. Оно оказывается под действием вертикальных сил магнитного тяжения. У дугового статора для машин Ш-50 эти силы достигают 600 кн.

Перечисленные трудности отпадают при нижнем размещении дугового статора (рис. 4-2, б). Единственный недостаток этого варианта — увеличение нагрузки на роликобандажные опоры, хотя

она остается меньшей, чем у ведущих роликов мельниц с фрикционным приводом: в 2—3 раза — по нормальным и в десятки раз — по касательным силам. Кроме того, статор при нижнем размещении оказывается в зоне минимальных возможных колебаний величины магнитного зазора. Таким образом, нижнее размещение дугового статора более приемлемо. Чтобы посторонние предметы не попадали в подвал, необходимо оградить его водонепроницаемым выступом высотой 160 — 180 мм и закрыть.

У существующих многополюсных электродвигателей нижняя часть статора также размещается в подвале. Из требуемых 3 м глубины подвала 2 м — для нижней части ротора и 1 м — для дугового статора. Подвал может быть использован также для установки статических конденсаторов, улучшающих cos φ.

4-4. Главные размеры дугового статора

Расчет ведем для дугостаторного электропривода барабанных мельниц типоразмера Ш-50 по следующим исходным данным:

Частота трехфазного тока	50 гц
Напряжение на зажимах статора . . .	6,3 кв
Номинальная (расчетная) нагрузка . .	1200 квт
Допустимая длительная нагрузка . . .	1600 квт
Синхронная частота вращения	0,358 об/сек
Номинальное скольжение	0,05
Перегрузочная способность (при нагрузке 1200 квт)	1,55
Число полюсов	2p = 26 (у эквивалентной машины с круговым статором — 280)

Относительная активная дуга статора

$$\alpha_* = \frac{p}{p^\circ} = \frac{13}{140} = 0,093 \text{ (или } \alpha = 33,4^\circ \text{)}.$$

Активный радиус статора принимаем по местным условиям и после предварительных подсчетов других вариантов $r = 4,75$ м, чему соответствует диаметр ротора $\sim 9,5$ м (несмотря на это, общая площадь, занимаемая агрегатом Ш-50 при дугостаторном приводе меньше в 1,6 раза, чем при существующем приводе).

Полюсный шаг

$$\tau = \frac{\pi r n_1}{f} = \frac{3,14 \cdot 475 \cdot 0,358}{50} = 10,65 \text{ см.}$$

Принимаем число пазов на полюс-фазу $q = 1$.

Пазовый шаг статора

$$t_1 = \frac{\tau}{mq} = \frac{10,65}{3 \cdot 1} = 3,55 \text{ см.}$$

Единичное индуктивное сопротивление машины

$$x_s = \omega \lambda_1 t_{\mu 0} k_\lambda = 314 \cdot 2,1 \cdot 3,55 \cdot 1,257 \cdot 10^{-8} \cdot 1,9 = 55,5 \cdot 10^{-6} \text{ ом.}$$

Среднеквадратичная номинальная магнитная индукция в зазоре (принято после предварительных расчетов) $B = 0,54$ тл.

Отношение э. д. с. главного магнитного потока при номинальной нагрузке к номинальному напряжению (принято с последующей проверкой) $k_E = 0,7$.

Исходная номинальная среднеквадратичная магнитная индукция в зазоре

$$B_u = \frac{B}{k_E} = \frac{0,54}{0,7} = 0,772 \text{ тл.}$$

Скорость бегущих магнитных полей на активной поверхности

$$v_1 = 2\tau f = 2 \cdot 10,65 \cdot 50 = 1065 \text{ см/сек.}$$

Удельное напряжение обмотки

$$U = k_w B_u v_1 = 1 \cdot 0,772 \cdot 10^{-4} \cdot 1065 = 0,0825 \text{ в/см.}$$

К. п. д. статора при максимальной электромагнитной мощности (принято с последующей проверкой) $\eta_{1m} = 0,85$.

Удельная электромагнитная мощность

$$P_s = \frac{\eta_{1m} U^2}{2x_s M_{*m}} = \frac{0,85 \cdot 0,0824^2}{2 \cdot 55,5 \cdot 10^{-6} \cdot 1,55} = 33,8 \text{ вт/см}^2.$$

Принимаем суммарные относительные номинальные электрические потери в роторе $\sigma_f = 0,09$, в том числе 0,04 от высших гармоник.

Номинальная электромагнитная мощность машины

$$P_{en} = \frac{P_n}{1 - \sigma_f} = \frac{1200}{1 - 0,09} = 1320 \text{ квт.}$$

Активная поверхность статора

$$S = \frac{P_{en}}{P_s} = \frac{1320 \cdot 10^3}{33,8} = 3,9 \cdot 10^4 \text{ см}^2.$$

Длина активной дуги статора

$$l_d = 2p\tau = 2 \cdot 13 \cdot 10,65 = 277 \text{ см.}$$

Активная длина статора (по оси машины)

$$l = \frac{S}{l_d} = \frac{3,9 \cdot 10^4}{277} = 141 \text{ см.}$$

Число разнопотенциальных проводников в пазу при числе параллельных ветвей по дуге статора $a = 1$ и при фазном напряжении 3640 в:

$$N_n = \frac{U_{\phi} a}{2pqUl} = \frac{3640}{2 \cdot 13 \cdot 1 \cdot 0,0825 \cdot 141} = 12.$$

Магнитный зазор в дугостаторной машине может быть выбран небольшим. Уменьшению его величины, как уже указывалось,

способствуют малый центральный угол статора, размещение статора в зоне минимальных радиальных смещений оси вращения, малый перегрев ротора, эксцентричная установка статора, роликобандажные опоры, уменьшающие радиально-горизонтальные смещения оси вращения ротора до десятых долей миллиметра (против ± 3 мм при коренных подшипниках скольжения).

В холодном состоянии машины принимаем зазор на концах дуги $\delta_{ок} = 4,8$ мм, в середине дуги $\delta_{ос} = 4,5$ мм.

Для включенной и нагретой машины принимаем расчетный зазор на концах дуги $\delta_k = 4,3$ мм, в середине дуги $\delta_c = 4$ мм (в среднем 4,15 мм).

Исходный магнитный зазор

$$\delta_{и} = \frac{\delta_{ок} - \delta_{ос} \cos \frac{\alpha}{2}}{1 - \cos \frac{\alpha}{2}} = \frac{4,8 - 4,5 \cdot 0,9563}{1 - 0,9563} = 11,4 \text{ мм.}$$

Отсюда диаметр чистой активной поверхности ротора $D_2 = 9478$ мм.

Магнитный зазор предусматривается регулируемым, что возможно благодаря эксцентрической установке статора и малому центральному углу. Изменение зазора может потребоваться в процессе пуско-наладочных испытаний и доводок.

4-5. Расчетные величины, конструктивные данные и технология изготовления статора

Сталь сердечника Э330, толщина 0,5 мм. Вырубки штампуются зубцами вдоль прокатки. Коэффициент уплотнения магнитного потока в зазоре принимаем $k_B = 0,98$.

Амплитуда магнитной индукции в зазоре $B'_m = k_B B_m = 0,98 \cdot 0,765 = 0,75$ тл. Амплитуда магнитной индукции в основании зубца (принята после предварительных расчетов) $B_{за} = 1,96$ тл.

Ширина основания зубца

$$b_{за} = \frac{B'_m t}{B_{за} k_a} \cdot \frac{k_{\Phi a}}{k_E} = \frac{0,75 \cdot 3,55}{1,96 \cdot 0,93} \cdot \frac{0,97}{0,7} = 2,05 \text{ см.}$$

Ширина паза статора

$$b_{п} = t \left(1 + \frac{h_{п}}{\tau} \right) - b_{за} = 3,55 \left(1 + \frac{61}{4750} \right) - 2,05 = 1,55 \text{ см.}$$

Амплитуда магнитной индукции в коронке зубца

$$B_{з\delta} = \frac{B'_m t}{b_{з\delta} k_a} = \frac{0,75 \cdot 3,55}{2 \cdot 0,93} = 1,44 \text{ тл.}$$

Высота спинки вырубки

$$h_a = \frac{0,45 B_{и} k_{\Phi a}}{B_{ам} k_a} = \frac{0,45 \cdot 0,77 \cdot 10,65 \cdot 0,97}{1,26 \cdot 0,93} = 3,1 \text{ см.}$$

Шаг обмотки 1 — 4.

Тип обмотки. При напряжении 6,3 кВ и числе пазов на полюс-фазу $q = 1$ однослойная обмотка выгоднее двухслойной. При однослойной обмотке число секций обмотки вдвое меньше и их замена проще, расход изоляционных материалов меньше на 20%, глубина паза меньше на двойную толщину гильзы и прокладку между слоями, т. е. примерно на 6 мм. Последнее обстоятельство при большом отношении l/τ (что характерно для дугостаторной машины) уменьшает пазовое магнитное рассеяние настолько, что это уменьшение перекрывает увеличение расстояния лобовых частей из-за однослойности обмотки. В итоге суммарная реактивность статора получается при однослойной обмотке меньше, чем при двухслойной.

Число секций обмотки статора

$$N_c = C m q p = 1 \cdot 3 \cdot 1 \cdot 13 = 39.$$

У статора эквивалентной машины — 420.

Малое число секций обмотки дугового статора сокращает наиболее дорогие работы по изготовлению машины, увеличивает ее надежность в эксплуатации, упрощает охлаждение обмотки.

Число пазов статора (однослойная двухплоскостная обмотка, полузубцы на концах сердечника)

$$z = 2 p q t + 4 q = 2 \cdot 13 \cdot 3 + 4 = 82. \quad (4-9)$$

У статора эквивалентной машины — 840.

Отметим, что при двухслойной обмотке и сердечнике с полузубцами на концах

$$z = 2 p q t + y + 2 q. \quad (4-10)$$

Конструкция сердечника и вырубок. Вырубки собираются в станине совмещенными по периметру в безнахлестные независимые друг от друга дуговые части, равные длине вырубки и разделенные друг от друга вдоль всего осевого размера сердечника температурным швом шириной до 0,5 мм. Это позволяет совместить номера пазов у собираемых вырубок, получить более гладкую поверхность пазов, повысить надежность пазовой изоляции и использование площади паза. Вдвое сокращается число типоразмеров вырубок. Упрощается изготовление штампа, так как снижается требуемая точность выполнения пазового шага. Можно выбрать любое число пазовых делений у вырубки, в том числе простое или дробное (на одном конце вырубки — полузубец, а на втором — полупаз). Установка клиньев у станины упрощается. Вырубки в станину укладывают немерными пачками и этим (а также сжатием сердечника по независимым частям) ускоряют сборку. Выпучивание спинки сердечника при его нагреве уменьшается.

Принимаем число вырубков по дуге статора равным 4, число пазовых делений в вырубке — 20,5. На одном ее конце — полузубец, на втором — полупаз, что дает возможность получить наилучшее использование листов стали шириной 750 мм и точное число требуемых пазовых делений статора.

Ширина температурного шва на стыках между вырубками, $\delta_a = l_s \lambda v = 740 \cdot 11 \cdot 10^{-6} \cdot 60 = 0,49$ мм. Принимаем $\delta_a = 0,5$ мм, для чего каждый торец вырубki должен быть укорочен на 0,25 мм. Эквивалентный магнитный зазор, соответствующий принятому температурному шву, составляет

$$\delta'_a = \delta_a = \frac{B_{am}}{B_m} \cdot \frac{N_t}{2p} = 0,5 \cdot \frac{1,26}{0,765} \cdot \frac{3}{26} = 0,095, \quad (4-11)$$

где B_{am} — максимальная индукция в спинке; B_m — то же, в зазоре между статором и ротором; N_t — число температурных швов в сердечнике.

По мере нагрева швы уменьшаются, а поэтому их влиянием на величину намагничивающего тока можно пренебречь.

В вырубке 3 «ласточки хвоста» глубина их — 10 мм, расстояние между ними 236 мм.

Скос пазов статора. Общая величина скоса C составляется из двух частей — постоянной и регулируемой.

Постоянная часть скоса пазов статора C_1 получается за счет скоса клиньев станины. Принимаем $C_1 = 0,1$ τ (округленно до 11 мм).

Регулируемая часть скоса пазов получается поворотом статора вокруг оси, перпендикулярной активной поверхности и проходящей через ее центр [65]. Принимаем $C_2 = \pm 0,1$ τ. Для опытных и головных образцов машин такой переменной по величине и знаку скос позволяет в процессе доводки отрегулировать суммарный скос и сделать его оптимальным по величине поверхностных потерь.

У дугового статора с малым отношением l_d/l , каким является проектируемый статор, регулирование суммарного скоса пазов легко и просто осуществляется увеличением на 20% диаметра отверстий под болты в лапах статора.

Таким образом, суммарный скос пазов у статора составляет $C = C_1 \pm C_2 = 0,1 \tau \pm 0,1 \tau$, т. е. регулируется в пределах электрического угла от 0 до 0,2 τ.

Дальнейшие расчеты выполнены для $C = 0,2$ τ, чему при $l = 1410$ мм соответствует геометрический угол скоса $0^\circ 52'$.

При таком скосе снижаются: синхронная частота вращения — на 0,012%, переходные вращающие моменты — на единицы процентов, поверхностные потери — на десятки процентов (см. гл. 2).

Независимо от скоса, равные по длине, но различные по положению отрезки каждого данного проводника статора сцеплены в каждый данный момент с одним и тем же потоком возбуждения, поэтому скос не изменяет обмоточных коэффициентов статора. У зубчатого ротора, где отрезки проводников оказываются в сцеплении с раз-

личными по величине потоками возбуждения статора, скос изменяет обмоточные коэффициенты и образует тем самым сдвиг фаз в роторе.

Для первой, третьей, пятой, седьмой и девятой гармоник имеем следующие обмоточные коэффициенты скоса:

$$k_{cy} = \frac{\sin \frac{\gamma \gamma}{2}}{\frac{\gamma \gamma}{2}}; \quad k_{c1} = 0,985; \quad k_{c3} = 0,86; \quad k_{c5} = 0,637; \\ k_{c7} = 0,268; \quad k_{c9} = 0,109.$$

Имея в виду охлаждение водой, предусматриваем в каждой секции 4 полых и 8 сплошных проводников (рис. 4-3).

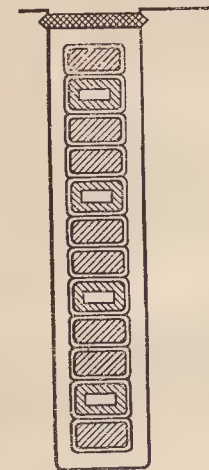


Рис. 4-3. Расположение полых и сплошных проводников обмотки в пазу дугового статора

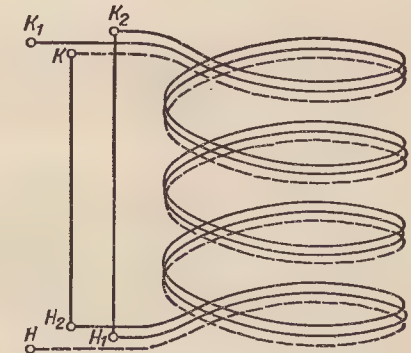


Рис. 4-4. Схема соединения катушек секции обмотки

Сплошные проводники: витковая изоляция ППТБО, двусторонняя толщина 0,45 мм; размеры поперечного сечения проводника (мм) 3,28-8,6; сечение 27,7 мм². Полые проводники: витковая изоляция — микалента или ППТБО, двусторонняя толщина 0,45 мм; размеры поперечного сечения меди проводника (мм) 5-8,6; сечение 31,4 мм²; канал для воды — 2-5,6 мм.

Полый проводник наматывается вместе со сплошными проводниками и расположен между ними. Схема соединения катушек из полых (НК — пунктир) и сплошных проводников (H_1K_1 и H_2K_2 — сплошной линией) показана на рис. 4-4. Катушки соединены последовательно (НК, H_2K_2 , H_1K_1).

Ширина паза в штампе,	
Медь проводника	мм 8,6
Витковая изоляция	0,45
Корпусная изоляция, включая покровную ленту, лак, разбухание	5,3
Запас на сборку стали и укладку катушки	1,15
	15,5

Глубина паза в штампе,	
Медь полых проводников 5·4	мм 20,0
Витковая изоляция 0,45·4	1,8
Медь неполых проводников 3,28·8	26,24
Витковая изоляция ППТБО 0,45·8	3,6
Корпусная изоляция, включая покровную ленту, лак, разбухание	5,3
Прокладки на дне паза 0,5 мм и под клином 0,3 мм	0,8
Клин из гетинакса, выступающий в зазор на 0—0,5 мм	2,0
Запас по высоте (на сборку стали и укладку обмотки)	1,26
	61,0

В пазы статора могут укладываться клинья из фторопласта или капрона, выступающие в зазор на 0,5 — 1 мм. Такие клинья защищают сталь ротора и обладают антифрикционными свойствами: их коэффициент трения достигает 0,05, а износ в 18 раз меньше, чем у баббита. Толщина клина взята 2 мм, что меньше заводских норм (5 мм толщину на при 15,5 мм ширины). Это сделано во избежание снижения пускового момента.

Вылет клина из паза — 40 мм для механической защиты от открытых лобовых частей обмотки. Впритык к вылетам предусматривается гетинаксовый лист толщиной 1—2 мм для защиты остальной поверхности лобовых частей.

Корпусная изоляция — по нормам для напряжения 6,3 кв. Витковая изоляция ППТБО состоит из двух триацетатных пленок ПП, телефонной бумаги ТБ и хлопчатобумажной оплетки О. Эта изоляция имеет высокую электрическую прочность (втрое выше, чем у витковой изоляции провода ПБД плюс микалента) и малую толщину (в 1,5 раза меньше, чем у ПБО), что повышает использование паза.

Свободные пазы: 1, 3, 80, 82.

Коэффициент Картера статора с учетом отношения глубины паза к длине зазора

$$k_{s1} = \frac{t_1}{t_1 - \frac{m\delta}{\delta_* + 0,5\delta_*^2}} = \frac{35,5}{35,5 - \frac{0,94 \cdot 4,15}{0,268 + 5 \cdot 0,268^2}} = 1,21.$$

Коэффициент Картера ротора при $t_2 = 28,4$ мм, ширине открытия паза $b_{п28} = 5,5$ мм и глубине паза $h_{п} = 30$ мм составляет около 1,035.

Для зубцов и спинки статора н. с.

$$F_{z1} = 2 \cdot H_{z1} h_{z1} = 2 \cdot \frac{1}{6} (100 + 12 + 8) 6,1 = 244 \text{ а};$$

$$F_{a1} = c H_{a1} \tau_{a1} = 0,44 \cdot 4 \cdot 10,8 = 19 \text{ а},$$

н. с. всей ферромагнитной части цепи машины $F_{Fe} = 320 \text{ а}$, н. с. зазора:

$$F_{\delta} = \frac{B_m'}{\mu_0} 2\delta k_{\delta} = \frac{0,808 \cdot 10^{-4}}{1,275 \cdot 10^{-8}} \cdot 2 \cdot 0,415 \cdot 1,25 = 6650 \text{ а}.$$

Отношение всей н. с. к н. с. зазора $k_{\mu} = 1,05$.

Эквивалентный магнитный зазор при нагретом роторе

$$\delta'' = \delta k_{\delta} k_{\mu} = 0,415 \cdot 1,25 \cdot 1,05 = 0,545 \text{ см}.$$

Намагничивающая составляющая удельного тока статора при номинальной нагрузке и нагретом роторе

$$A_{\mu} = \frac{\pi B_{\delta}'' k_B}{\mu_0 k_{w\tau}} = \frac{3,14 \cdot 0,54 \cdot 10^{-4} \cdot 0,545 \cdot 0,98}{1,257 \cdot 10^{-8} \cdot 1 \cdot 10,2} = 675 \text{ а/см}.$$

Удельная э. д. с. главного магнитного потока, приведенная к скольжению $\sigma = 1$, при номинальной нагрузке

$$E_2 = k_{w2} B v_1 = 0,985 \cdot 0,54 \cdot 10^{-4} \cdot 1065 = 0,057 \text{ в/см}.$$

Удельный номинальный ток ротора при относительных потерях в роторе от высших гармоник $\sigma_v = 0,04$

$$A_2 = \frac{P_s + P_{sv}}{E_2 \cos \psi_2} = \frac{33,8 + 1,35}{0,057 \cdot 0,985} = 625 \text{ а/см}.$$

Приведенный к цепи статора удельный ток ротора

$$A'_2 = A_2 k_{*w2} = 625 \cdot 0,985 = 615 \text{ а/см}.$$

Намагничивающая составляющая номинального тока

$$I_{\mu} = \frac{A_{\mu} a t}{N_{п}} = \frac{675 \cdot 1 \cdot 3,55}{12} = 200 \text{ а}.$$

При холодном роторе (больше зазор) и при холостом ходе, (больше главный магнитный поток) намагничивающая составляющая тока

$$I_{\mu 0} = I_{\mu} \delta_{*0} k_{*E0} = 200 \cdot 1,06 \cdot 1,15 = 244 \text{ а}.$$

Удельные потери в стали Э330 спинки сердечника статора (поперек прокатки) и зубцов (вдоль прокатки)

$$P'_{va} = P'_{vu} B_{*a}^2 k_{c6} = 0,00865 \cdot 1,26^2 \cdot 1,3 = 0,018 \text{ вт/см}^3;$$

$$P'_{vz} = P'_{vu} B_{*z}^2 k_{c6} = 0,00745 \cdot 1,75^2 \cdot 1,8 = 0,041 \text{ вт/см}^3.$$

На единицу активной поверхности потери в стали статора

$$P'_{ст} = P'_{\alpha} h_{\alpha} k_{\alpha} + P'_{\alpha z} h'_{\alpha z} = \\ = 0,018 \cdot 3,1 \cdot 1,02 + 0,041 \cdot 3,5 = 0,19 \text{ Вт/см}^2.$$

Удельная составляющая тока статора от этих потерь

$$A_{ст} = \frac{P'_{ст}}{U} \frac{0,19}{0,0825} = 2,3 \text{ а/см.}$$

Удельный номинальный ток статора

$$A_1 = \sqrt{A_{\mu}^2 + (A_2'')^2 + 2A_{\mu} A_2'' \sin \varphi_2} = \\ = \sqrt{675^2 + 618^2 + 2 \cdot 675 \cdot 618 \cdot 0,17} = 990 \text{ а/см.}$$

Номинальный линейный (фазный) ток статора

$$I_{\pi} = I_{\phi} = \frac{A a t}{N_{\pi}} = \frac{990 \cdot 1 \cdot 3,55}{12} = 293 \text{ а.}$$

Средняя длина лобовой части на один проводник у прямых и отогнутых катушек при одноплоскостных нажимных плитках, включая междукатушечные соединения, $l_{\pi} = 41 \text{ см}$. Средняя относительная длина витка обмотки статора $k_{R1} = 1,29$.

Можно рекомендовать следующую маршрутную технологию обработки и сборки статора: 1) фрезеровка лап; 2) расточка станины (за одну установку могут быть расточены на карусельном станке несколько дуговых станин); 3) нарезка отверстий в станине под винты для крепления сталесборочных крыльев и окончательная их установка по готовой вырубке; 4) нарезка отверстий для болтов сталепрессующих плиток (разметка этих отверстий вдоль дуги производится от осей сталесборочных клиньев); 5) сверление отверстий в лапах (разметка производится от осей крайних клиньев, что обеспечивает взаимозаменяемость концов статора при монтаже). Все сверловочные и винторезные работы выполняют до сборки электро-технической стали. Это исключает попадание на магнитопровод заусениц, а также повреждение собранного сердечника. В каждой лапе статора делают пять отверстий: три — для крепления к фундаментной раме, два — для отжимных болтов.

4-6. Расчетные величины, конструктивные данные и технология изготовления ротора

Материал обода — сталь обычных марок, толщина — 56 мм, диаметр чистой активной поверхности — 9482 мм, чистовая ширина 1440 мм, конструкция — сварная или литая, разъемная: крестовина и фланцы — из четырех частей, обод — из 12 дуговых частей для удобства прорезки пазов. Между ними — температур-

ные швы шириной до 1 мм. У обода — ребра жесткости, рассчитанные на изгиб радиальными силами и на увеличение теплорассеяния.

Короткозамкнутая клетка — из твердого алюминия А1 (Т).

Ротор насаживается на барабан мельницы, как на вал (диаметр 4 м). Для этого у барабана и ротора проектируются соответствующие друг другу фланцы и посадочные поверхности. Детальную разработку и изготовление такого ротора наиболее целесообразно производить на заводе-изготовителе рабочей машины.

Высота спинки ротора

$$h_{a2} = \frac{0,45 B \tau}{B_{\alpha} k_{\alpha} (1 - h_0)} = \frac{0,45 \cdot 0,54 \cdot 10,65}{1,26 \cdot 1,02 (1 - 0,04)} = 2,1 \text{ см.}$$

Пазовый шаг ротора $t_2 = 28,4 \text{ мм}$.

Относительная длина эквивалентного витка ротора

$$k_{R2} = 1 + \frac{2}{\pi C_{*}} \cdot \frac{\tau}{l} j_{*л} + b_{*} = \\ = 1 + \frac{2}{3,14 \cdot 0,98} \cdot \frac{10,65}{1410} \cdot 0,65 + 0,025 = 1,06.$$

Толщина эквивалентной по мощности оболочки алюминия

$$h_P = \frac{A_2 k_{R2} \cos \psi_2}{E c_{\pi}} = \frac{615 \cdot 3,2 \cdot 10^{-6} \cdot 1,06 \cdot 0,985}{0,057 \cdot 0,05} = 0,72 \text{ см.}$$

Единичное активное сопротивление этой оболочки в рабочих режимах

$$R_{S2} = \frac{\rho k_{R2}}{h_P} = \frac{3,2 \cdot 10^{-6} \cdot 1,06}{0,72} = 4,7 \cdot 10^{-6} \text{ ом.}$$

Исходная толщина эквивалентной по мощности оболочки магнитного материала спинки ротора при рабочих режимах $h_{\pi\pi} = 0,05 \text{ т} = 0,05 \cdot 10,65 = 0,533 \text{ см}$.

Расчетная толщина той же оболочки при рабочих режимах, $h_{Pa} = h_{\pi\pi} r_{*c} b_{*\pi} = 0,53 \cdot 0,995 \cdot 0,194 = 0,102 \text{ см}$.

Принимаем толщину алюминиевого стержня $b_a = 4 \text{ мм}$, углубление стержня в пазу $h_y = 5 \text{ мм}$. Высота алюминиевого стержня

$$h_a = \frac{h_P - (h_{Pa} + h_y b_{*z}) \gamma_{*F}}{(b_{*a} + b_{*z} \gamma_{*F}) \cos^2 \psi_2} = \frac{0,72 - (0,1 + 0,5 \cdot 0,86) \cdot 0,15}{0,14 + 0,86 \cdot 0,15 \cdot 0,985^2} = 2,46 \text{ см.}$$

Выбираем шину $25 \times 4 \text{ мм}$ из алюминия А1 (Т). Глубина паза после первой обточка — 32 мм, после второй обточка активной поверхности — 30 мм. Ширина паза для стержней — 5 мм. Рациональна нарезка сразу по 5 ÷ 7 пазов (рис. 4-5).

Поперечное сечение алюминиевых короткозамыкающих шин

$$S_{\pi} = \frac{h \tau}{\pi C_{*} j_{*л}} = \frac{0,72 \cdot 10,65}{3,14 \cdot 0,98 \cdot 0,65} = 3,8 \text{ см}^2.$$

Принимаем шины из алюминия А1 (Т) сечением $S_n = 40 \times 10$ мм. Пазы на торцах ротора для вставки таких шин — 41×8 мм. Короткозамыкающие шины образуют кольцо и укрепляются на торцах в пазах, которые прорезаются заодно с осевыми пазами в ободу. Концы стержней входят в короткозамыкающие шины (рис. 4-6) и приварива-

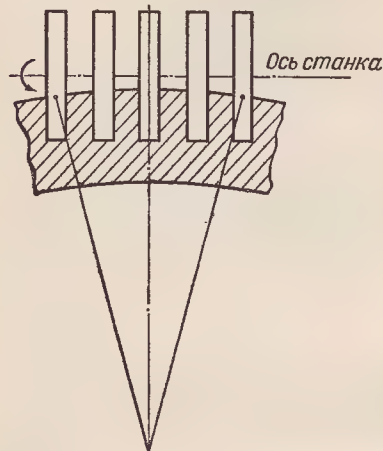


Рис. 4-5. Одновременная прорезка нескольких пазов ротора

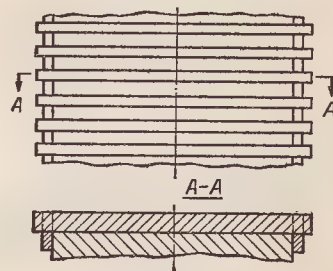


Рис. 4-6. Сварка стержней и короткозамыкающих колец у ротора дугостаторной машины

ются к ним по периметру своего поперечного сечения швом не менее 5 мм. Стыки короткозамыкающих шин, образующих кольцо, необходимо сварить между собой через компенсаторы поперечным сечением 4 см^2 во избежание искрения.

4-7. Сопротивления статора и ротора

Эквивалентная по мощности глубина проникновения токов в пазовой части проводников статора

$$h_p = \sqrt{\frac{2\rho b_n}{\omega \mu_0 b_l}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 1,94 \cdot 10^{-6}}{314 \cdot 1,257 \cdot 10^{-8}}} = \frac{1,52}{0,86} = 1,33 \text{ см.}$$

Основной коэффициент Фильда для пазовой части проводника (при однослойной обмотке и относительной высоте проводника h/h_p не более единицы) $k_F = 1,051$.

Средний коэффициент Фильда у витка статора

$$k_F = \frac{k_{Fa} + k_{Fl}(k_R - 1)}{k_R} = \frac{1,051 + 1(1,29 - 1)}{1,29} = 1,04.$$

Единичное активное сопротивление обмотки статора

$$R_{s1} = \frac{\rho k_R k_F}{h_1} = \frac{1,94 \cdot 10^{-6} \cdot 1,29 \cdot 1,04}{0,975} = 2,67 \cdot 10^{-6} \text{ ом.}$$

Коэффициент приведения единичного сопротивления статора к фазовому $k_\phi = ml_* N_\phi^2 = 3 \cdot 0,508 \cdot 312^2 = 148 \text{ 000.}$

Активное сопротивление фазы статора

$$R_1 = R_{s1} k_\phi = 2,67 \cdot 10^{-6} \cdot 148 \cdot 10^3 = 0,395 \text{ ом.}$$

Коэффициент магнитной проводимости пазового рассеяния статора

$$\lambda_{n1} = \frac{ch'}{3b_n' k_x'} + \frac{h'}{b_n'' k_x''} + \frac{h'''}{b_n''' k_x'''} = \frac{1 \cdot 51,5}{3 \cdot 15,5} + \frac{3,5}{15,5} + \frac{2}{17,5} = 1,44.$$

Коэффициенты k_x' , k_x'' , k_x''' учитывают магнитное сопротивление ферромагнитных участков магнитопроводов в цепи потоков пазового рассеяния. Они больше единицы при глубоких и узких пазах.

Коэффициент магнитной проводимости рассеяния лобовых частей обмотки статора

$$\lambda_{n1} = 0,67 \frac{q}{l} (l_n - 0,64\tau) = 0,67 \frac{1}{141} (41 - 0,64 \cdot 10,65) = 0,161.$$

Для однослойных цепных и двухслойных обмоток соответственно

$$\lambda_n' = 0,2 \frac{q}{l} l_n \text{ и } \lambda_n'' = 0,34 \frac{q}{l} (l_A - \tau_c).$$

Коэффициент магнитной проводимости дифференциального рассеяния обмотки статора

$$\lambda_\delta = \frac{k_w^2 m q \tau \sigma_\delta}{\pi^2 \delta''} = \frac{1 \cdot 3,1 \cdot 10,65 \cdot 0,06}{3,14^2 \cdot 0,58} = 0,327.$$

Суммарный коэффициент магнитной проводимости рассеяния обмотки статора $\lambda_1 = 1,928$.

Единичное индуктивное сопротивление обмотки статора

$$x_{s1} = \omega l \mu_0 = 314 \cdot 1,93 \cdot 3,55 \cdot 1,257 \cdot 10^{-8} = 26,7 \cdot 10^{-6} \text{ ом.}$$

Скос пазов увеличивает дифференциальное рассеяние, а с ним и суммарное индуктивное сопротивление. Отношение последнего к исходной величине индуктивного сопротивления статора составляет

$$k_{xcl} = 1 + 0,41 \left(\frac{b_c}{\tau} \right)^2 \left(\frac{v}{A_\mu x_{s1}} - 1 \right) = 1 + 0,41 \left(\frac{0,2\tau}{\tau} \right)^2 \left(\frac{0,0825}{750 \cdot 26,7 \cdot 10^{-6}} - 1 \right) = 1,0512.$$

С учетом скоса пазов единичное индуктивное сопротивление обмотки статора

$$x_{scl} = x_{s1} k_{xcl} = 26,7 \cdot 10^{-6} \cdot 1,9512 = 28 \cdot 10^{-6} \text{ ом.}$$

Индуктивное сопротивление фазы обмотки статора

$$x_1 = x_{sc1} k_\phi = 28 \cdot 10^{-6} \cdot 148\,000 = 4,15 \text{ ом.}$$

Коэффициент Филда у пазовой части алюминиевых стержней ротора при пуске

$$k_{Fka} = \frac{h_a}{h_p} = \frac{2,5}{1,25} = 2.$$

Средний коэффициент Филда у ротора при пуске

$$k_{Fk} = \frac{k_{Fa} + k_{Fl}(k_R - 1)}{k_R} = \frac{2 + (1,06 - 1)}{1,06} = 1,94.$$

Единичное активное сопротивление ротора при пуске

$$R_{sk2} = \frac{rk_F k_R}{h_a} = \frac{2,9 \cdot 10^{-6} \cdot 1,94 \cdot 1,06}{0,352} = 18,7 \cdot 10^{-6} \text{ ом.}$$

То же, приведенное к единичной площадке статора R'_{sk2} и к фазе статора R'_{k2} ,

$$R'_{sk2} = R_{sk2} k_{ew1}^2 = 18,7 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{1}{0,985^2} = 19,3 \cdot 10^{-6} \text{ ом;}$$

$$R'_{k2} = R'_{sk2} k_\phi = 19,3 \cdot 10^{-6} \cdot 148\,000 = 2,86 \text{ ом.}$$

Короткозамкнутые контуры, образуемые массивной сталью зубцов и спинки, практически выключаются при пуске, как у рабочей клетки двухклеточного ротора.

Коэффициент магнитной проводимости пазового рассеяния ротора при пуске

$$\lambda_{n2} = \frac{Ch'}{3b'_n k'_x} + \frac{h''}{b_y k''_x} = \frac{0,72 \cdot 25}{3 \cdot 5,5 \cdot 1} + \frac{5}{5,5} = 2.$$

При малых скольжениях $\lambda_{n2} = 2,43$.

Коэффициенты магнитной проводимости рассеяния — торцов ротора и дифференциального:

$$\lambda_{n2} = \frac{2\tau^2 r_{*k} \lambda_{ли}}{\pi^2 l l} = \frac{2 \cdot 10,7^2 \cdot 1 \cdot 0,3}{3,14^2 \cdot 2,84 \cdot 141} = 0,0174;$$

$$\lambda_{s2} = \frac{k_w^2 m q' \tau c_\delta}{\pi^2 \delta''} = \frac{0,985^2 \cdot 3 \cdot 1,4 \cdot 10,7 \cdot 0,034}{3,14^2 \cdot 0,58} = 0,26.$$

Токонесущие зубцы массивного сердечника ротора эквивалентно увеличивают число пазов на полюс-фазу в A/A_a раз, где A — общий удельный ток алюминиевых стержней и зубцов; A_a — удельный ток только стержней. При пуске это увеличение невелико, при малых частотах скольжения оно больше.

Суммарный коэффициент проводимости магнитного рассеяния ротора при пуске $\lambda_{k2} = 2,278$; при малых скольжениях $\lambda_{k2} = 2,69$.

Единичное индуктивное сопротивление ротора при пуске

$$x_{sk2} = \omega l t p_0 = 314 \cdot 2,28 \cdot 2,84 \cdot 1,257 \cdot 10^{-8} = 25,5 \cdot 10^{-6} \text{ ом.}$$

То же, приведенное к статору,

$$x'_{sk2} = x_{sk2} k_{ewy}^2 = \frac{25,5}{0,985^2} = 26,2 \cdot 10^{-6} \text{ ом.}$$

Кратность увеличения индуктивного сопротивления ротора скосом пазов статора

$$k_{xc2} = 1 + 0,41 \left(\frac{b_c}{\tau} \right)^2 \left(\frac{U}{A_{\mu} x_{s1}} - \frac{x_{s1}}{x_{s2}} \right) =$$

$$= 1 + 0,41 \left(\frac{0,2\tau}{\tau} \right)^2 \left(\frac{0,0825}{750 \cdot 26,7 \cdot 10^{-6}} - \frac{26,7 \cdot 10^{-6}}{26,2 \cdot 10^{-6}} \right) = 1,051.$$

С учетом скоса пазов единичное индуктивное сопротивление обмотки ротора

$$x'_{sk2} = x'_{sk2} k_{xc2} = 26,2 \cdot 10^{-6} \cdot 1,051 = 27,5 \cdot 10^{-6} \text{ ом.}$$

Индуктивное пусковое сопротивление ротора, приведенное к фазе обмотки статора,

$$x'_{k2} = x_{sk2} k_\phi = 27,5 \cdot 10^{-6} \cdot 148\,000 = 4,08 \text{ ом.}$$

Единичные сопротивления машины при пуске

$$R_{sk} = (2,67 + 19,3) 10^{-6} \text{ ом; } x_{sk} = (28 + 27,5) 10^{-6} \text{ ом.}$$

Сдвиг фаз в цепи ротора при пуске

$$\operatorname{tg} \psi_{k2} = \frac{x'_{sk2c}}{R'_{sk2}} = \frac{27,5 \cdot 10^{-6}}{19,3 \cdot 10^{-6}} = 1,43; \quad \cos \psi_{k2} = 0,57.$$

4-8. Пусковые параметры дугостаторного двигателя

Сдвиг фаз в цепи статора при пуске (без учета намагничивающего тока)

$$\operatorname{tg} \varphi_k = \frac{x_{sk}}{R_{sk}} = \frac{55,5 \cdot 10^{-6}}{22 \cdot 10^{-6}} = 2,52; \quad \cos \varphi_k = 0,37.$$

Приведенный к статору удельный пусковой ток ротора

$$A'_{k2} = \frac{U \sin \varphi_k}{x_{sk}} = \frac{0,0825 \cdot 0,934}{55,5 \cdot 10^{-6}} = 1380 \text{ а/см.}$$

Кратность пускового тока ротора $I_{*k2} = 2,24$.

Удельная э. д. с. ротора при пуске

$$E_k = \frac{A'_{k2} x_{sk2}}{\sin \psi_{k2}} = \frac{1380 \cdot 27,5 \cdot 10^{-6}}{0,82} = 0,0465 \text{ в/см.}$$

Удельный намагничивающий ток статора при пуске

$$A_{\mu k} = A_{\mu} = \frac{E_k}{E} = 675 \cdot \frac{0,0465}{0,0575} = 545 \text{ а/см.}$$

Удельный пусковой ток статора

$$A_{k1} = \sqrt{A_{\mu k}^2 + (A_{k2}')^2 + 2A_{\mu k}A_{k2}' \sin \psi_{k2}} = \\ = \sqrt{545^2 + 1383^2 + 2 \cdot 545 \cdot 1383 \cdot 0,82} = 1860 \text{ а/см.}$$

Кратность пускового тока статора $I_{*k1} = 1,88$. У двигателя существующего привода — 5,5.

Пусковой линейный (фазный) ток статора

$$I_{k1} = \frac{A_{k1}at}{N_{\Pi}} = \frac{1860 \cdot 1 \cdot 35,5}{12} = 550 \text{ а.}$$

Полная мощность при пуске (без конденсаторов)

$$S_k = \sqrt{3} U_{\Pi} I_{\Pi} = 3 \cdot 6,3 \cdot 550 = 6000 \text{ кВА.}$$

У двигателя существующего привода — 12 000 кВА.

Удельная электромагнитная мощность при пуске

$$P'_{Sk} = (A'_{k2})^2 R'_{Sk2} = 1380^2 \cdot 19,3 \cdot 10^{-6} = 36,8 \text{ Вт/см}^2.$$

Кратность пускового момента

$$M_{*П} = \frac{P'_{Sk2}}{P_S} = \frac{36,8}{33,8} = 1,09.$$

Опыт показывает, что и в обмотке статора при пуске увеличивается коэффициент Филда. Теоретически это объясняется тем, что при пуске больше, чем при номинальном режиме, разница между э. д. с. самоиндукции проводников на дне и у отверстия паза, чему соответствует и более резкое вытеснение тока у проводников на дне паза, чем у отверстия паза. В первом приближении

$$\Delta k_{Fk} = \Delta k_{Fn} I_{*k1} = 0,04 \cdot 1,88 = 0,075. \quad (4-12)$$

По опытным данным при пуске потери в стали статора также возрастают, причем

$$P'_{kF} = P'_{nF} I_{*k1}. \quad (4-13)$$

Повышение потерь в стали статора объясняется тем, что при пуске больше разница между числом потокоцеплений у различных проводников в пазу, чему соответствует увеличение суммарного магнитного потока в спинке и в основаниях зубцов. Дальнейшие расчеты учитывают эти изменения.

Потери в обмотке статора при пуске

$$P'_{k1} = A_{k1}^2 R_{Sk} S = 1860^2 \cdot 2,76 \cdot 10^{-6} \cdot 3,9 \cdot 10^4 = 372 \cdot 10^3 \text{ Вт.}$$

Потери в стали статора при пуске

$$P'_{kF} = P'_{nF} I_{*k1} = 8 \cdot 1,88 = 15 \text{ кВт.}$$

Пусковые потери в роторе (при 293° К)

$$P'_{k2} = P'_{Sk2} S = 36,8 \cdot 3,9 \cdot 10^4 = 1440 \cdot 10^3 \text{ Вт.}$$

Суммарные потери мощности при пуске $P'_k = 1827 \text{ кВт}$. У двигателя существующего привода пусковые потери достигают 4000 кВт.

Пусковой коэффициент мощности

$$\cos \varphi_k = \frac{P_k}{S_k} = \frac{1827}{6000} = 0,305.$$

Удельный ток статора в точке максимума электромагнитной мощности (по круговой диаграмме)

$$A_{m1} = A_{\mu m} + \frac{A'_{k2}}{\sqrt{2}} = 515 + \frac{1380}{\sqrt{2}} = 1550 \text{ а/см.}$$

К. п. д. статора в этой точке

$$\eta_{1m} = 1 - \frac{R_{S1m}}{x_S} \cdot \frac{2A_{m1}^2}{A_{k2}^2} - \sigma_{Fm} = \\ = 1 - \frac{2,67 \cdot 10^{-6}}{55,5 \cdot 10^{-6}} \cdot \frac{2 \cdot 1550^2}{1380^2} - 0,02 = 0,8.$$

Перегрузочная способность

$$M_{*m} = \frac{\eta_{1m} U^2}{2x_S P_S} = \frac{0,86 \cdot 0,0825^2}{2 \cdot 55,5 \cdot 10^{-6} \cdot 33,8} = 1,55.$$

Критическое скольжение

$$\sigma_m = \frac{R'_{Sk2}}{x_{Sk}} = \frac{19,3 \cdot 10^{-6}}{55,5 \cdot 10^{-6}} = 0,347.$$

Реактивная мощность, забираемая из сети при пуске (при включенных параллельно статических конденсаторах на 1800 кВАр, обеспечивающих повышение коэффициента мощности до значения 0,8),

$$Q_k = P_k \operatorname{tg} \varphi_k - Q_c = 1827 \cdot 3,12 - 1800 = 3900 \text{ кВАр.}$$

Полная мощность, забираемая из сети при пуске (при включенных конденсаторах),

$$S_k = \sqrt{P_k^2 + Q_k^2} = \sqrt{1827^2 + 3900^2} = 4300 \text{ кВА,}$$

чему соответствует пусковой ток в сети, равный 392 а. У двигателя существующего привода пусковой ток достигает 1500 а.

При нагрузке 1200 кВт общая кинетическая энергия вращающихся масс $W = 2700 \text{ кДж}$. Относительная величина среднего пускового момента двигателя (по сравнению с номинальным) с учетом

величины $U_{\text{с.п}}$ (отношения среднеквадратичного за время пуска напряжения на зажимах двигателя к его номинальному напряжению) определяется из равенства

$$M_{\text{жс2}} = \frac{U_{\text{с.п}}^2 (M_{\text{с.п}} + M_{\text{с.м}})}{2} = \frac{0,99^2 (1,09 + 1,55)}{2} = 1,3.$$

Средняя пусковая мощность, передаваемая ротору,

$$P_{\text{с2}} = M_{\text{с2}} \omega_{\text{с}} = 1,3 M_N 0,5 \omega_N = 0,65 P_N.$$

Средняя пусковая мощность, необходимая для преодоления статических сил сопротивления при нагрузке 1200 *квт*,

$$P_{\text{сR}} = M_{\text{сR}} \omega_{\text{с}} = 0,75 M_N 0,5 \omega_N = 0,375 P_N.$$

Длительность пуска машины при нагрузке 1200 *квт*

$$t = \frac{W}{P_{\text{с2}} - P_{\text{сR}}} = \frac{2700}{785 - 450} = 8 \text{ сек.}$$

Нагрев ротора и обмотки статора за время пуска подсчитывается следующим образом.

Рабочее время элемента ротора за один оборот при установившемся движении

$$t_a = \frac{\rho T}{1 - \sigma} = \frac{13 \cdot 0,02}{1 - 0,05} = 0,274 \text{ сек.}$$

Суммарное рабочее время входных элементов ротора за период пуска

$$T_A = \sqrt{2 t_n t_a} = \sqrt{2 \cdot 8 \cdot 0,274} = 2,1 \text{ сек.}$$

Пусковые плотности тока у стержней и короткозамыкающих шин:

$$j_{\text{ка}} = \frac{A_{\text{ка}}}{h} = \frac{1350}{0,352} = 3820 \text{ а/см}^2;$$

$$j_{\text{кл}} = \frac{A_{\text{кл}}}{\pi C_{\text{ж}} S_{\text{л}}} = \frac{1350 \cdot 10,65}{3,14 \cdot 0,98 \cdot 4} = 1170 \text{ а/см}^2.$$

Пусковой адиабатный нагрев алюминиевого стержня, находящегося при пуске на входе под статор,

$$\vartheta_A = \frac{j^2 \rho k_{\text{Fc}} T_A}{2 C_V} = \frac{3820^2 \cdot 3,2 \cdot 10^{-6} \cdot 1,5 \cdot 2,1}{2 \cdot 2,3} = 31,7^\circ \text{ К.}$$

У входных элементов короткозамыкающих шин $\vartheta_A = 2^\circ \text{ К.}$

Пусковой адиабатный нагрев меди обмотки статора

$$\vartheta = \frac{j^2 \rho k_{\text{Fc}} t_{\text{п}}}{2 C_V} = \frac{1830^2 \cdot 2 \cdot 10^{-6} \cdot 1,075 \cdot 8}{2 \cdot 3,5} = 8,2^\circ \text{ К.}$$

Пусковая удельная сила магнитного тяжения [см. ниже формулу (4-16)]

$$F_{\mu\text{с}} = \frac{B^2 k_{\delta}}{2 \mu_0} \left(1 - \frac{\mu_0}{\mu_a} \right) = \frac{0,44^2 \cdot 1,25}{2 \cdot 1,257 \cdot 10^{-6}} = 96 000 \text{ н/м}^2.$$

Пусковая удельная электродинамическая сила [см. ниже формулу (4-17)]

$$F_{\text{ис}} = B A \sin \psi_2 = 0,44 \cdot 138 000 \cdot 0,82 = 49 500 \text{ н/м}^2$$

Радиальная пусковая сила взаимодействия между статором и ротором [см. ниже формулу (4-18)]

$$F_{\mu\text{л}} = (F_{\mu} - F_{\text{л}}) S C_{\text{с}} \sqrt{\frac{\delta_{\text{к}}}{\delta}} = (96 - 49,5) 3,9 \cdot 0,985 \sqrt{\frac{4,8}{4,5}} = 180 \text{ кн.}$$

Касательная пусковая сила

$$F_{\text{тхп}} = \frac{P M_{\text{жп}} C_{\text{с}}}{v_2} = \frac{1200 \cdot 1,09 \cdot 0,98}{10,1} = 127 \text{ кн.}$$

4-9. Энергетические данные дугостаторного двигателя

Определим составляющие потерь мощности в роторе и статоре.

Поверхностные потери. По выведенным ранее формулам (см. гл. 2) даны вычисленные значения э. д. с. временных гармоник:

v	3	5	7
σ	1	2	1
k_{mv}	0,86	0,637	0,268
E_v	0,00545	0,00485	0,00073

Коэффициент магнитной проводимости экранирующего потока рассеяния стержня в пазу ротора

$$\lambda_e = \frac{h_y}{b_y k_x} = \frac{5}{5,5} = 0,91.$$

Значения величин h_p , $\cos \psi_v$, $P'_{\text{св}}$, P'_v , рассчитанные для временных гармоник (относящиеся к алюминию ротора машины) даны в табл. 4-1.

В зазоре поток рассеяния ротора у проектируемой машины достаточно мал. Поэтому для зубцов массивного ротора $\lambda_e = 0$ и $\cos \psi_v = 1$. Потери от временных гармоник на активной поверхности зубцов ротора при $\rho = 21 \cdot 10^8 \text{ ом}\cdot\text{см}$ и $\mu_{\text{ка}} = 240 \mu_0$ определены в табл. 4-1.

Эквивалентная частота э. д. с. в роторе от зубцовых гармоник:

$$f_z = \frac{v_2}{b_{h1}} = \frac{1010}{1,55} = 652 \text{ гц.}$$

Таблица 4-1

Потери от временных гармоник

ν	$h_p, \text{ см}$	$\cos \varphi_\nu$	$P_{S\nu}, \text{ вт/см}^2$	$P'_{\nu}, \text{ вт}$	$h_p, \text{ см}$	$P'_{S\nu}, \text{ вт/см}^2$	$P'_{\nu}, \text{ вт}$
В алюминии ротора				В зубцах ротора			
3	0,735	0,712	3,25	19 000	0,0855	0,125	4200
5	0,57	0,616	1,6	8 800	0,0695	0,0767	2590
7	0,48	0,552	0,0245	135	0,059	0,0145	50

Эквивалентная по мощности глубина проникновения токов зубцовых гармоник в алюминий стержней ротора

$$h_p = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu_0}} = \frac{2 \cdot 3,2 \cdot 10^{-6}}{4100 \cdot 1,257 \cdot 10^{-8}} = 0,35 \text{ см.}$$

Сдвиг фаз, соответствующий экранирующему потоку рассеяния стержня ротора и зубцовым гармоникам,

$$\operatorname{tg} \varphi_\nu = \frac{\omega \lambda h_p b \mu_0}{\rho k_R} = \frac{4100 \cdot 0,91 \cdot 0,35 \cdot 0,4 \cdot 1,127 \cdot 10^{-8}}{3,2 \cdot 10^{-6}} = 2,03.$$

Относительная длительность импульсов зубцовых э. д. с.

$$t_* = \frac{b_{\text{пл}}}{t} = \frac{15,5}{35,5} = 0,435.$$

По (2-31) обмоточный коэффициент зубцовых э. д. с. равен 0,198. Удельное значение зубцовой э. д. с.

$$E_z = k_{wz} B v_2 (k_s - 1) = 0,198 \cdot 0,54 \cdot 10^{-4} \cdot 1010 \cdot 1,25 - 1 = 0,0027 \text{ в/см.}$$

Потери в алюминиевых стержнях ротора от зубцовых гармоник: удельные $P'_{Sa} = 0,067 \text{ вт/см}^2$; полные — $P'_a = 370 \text{ вт}$.

Потери в стали зубцов ротора от зубцовых гармоник (при значениях $h_p = 0,042 \text{ см}$, $t_{*п} = 0,456$, $\cos \varphi_\nu = 1$, $\rho = 21 \cdot 10^{-6} \text{ ом} \cdot \text{см}$): удельные $P'_{Sz} = 0,0065 \text{ вт/см}^2$; полные $P'_z = 220 \text{ вт}$.

Суммарные поверхностные потери: в алюминии стержней — 28 370 вт, в стали зубцов — 7220 вт.

Краевые потери. По (2-24) магнитный зазор на концах статора при $A_{*2} = 0,9$

$$\delta_A = \frac{\delta'' \left(2F_{*K} \frac{\sin \psi_{K2}}{A_{*2} x_{*K2}} \right)}{k_{\delta A} k_{\mu A} i_{*K}} = \frac{5,45 \left(2 \frac{0,82}{0,9 \cdot 0,294} - 1 \right)}{1,05 \cdot 1,01 \cdot 0,68} = 39 \text{ мм.}$$

Средняя величина эквивалентного магнитного зазора на краевых участках $\delta''_{в.с} = 2,2 \text{ см}$. Форма среза крайних зубцов статора показана на рис. 4-7.

Среднеквадратичная магнитная индукция в зазоре на концах

$$B_{в.с} = \frac{A'_2 x_{K2}}{v_1 \sin \psi_{K2}} = \frac{553 \cdot 27,5 \cdot 10^{-6}}{1065 \cdot 0,82} = 0,175 \cdot 10^{-4} \text{ вб/см}^2.$$

Краевые потери на входе

$$P'_A = A_a^2 l \frac{\tau}{2} (R_{S2K} + x_{S2K}) (1 - \sigma)^2 = 553^2 \cdot 141 \frac{10,65}{2} (19,3 + 27,5) 10^{-6} (1 - 0,05)^2 = 6100 \text{ вт.}$$

Краевые потери на выходе

$$P'_B = \frac{B_{в.с}^2 \cdot \delta''_{в.с} \cdot l v_2}{2 \mu_0} = \frac{0,175 \cdot 10^{-4} \cdot 2,2 \cdot 141 \cdot 1010}{2 \cdot 1,257 \cdot 10^{-8}} = 3800 \text{ вт.}$$



Остальные потери в роторе. Потери от токов частоты скольжения

$$P'_{t2} = P_e \sigma = 1320 \cdot 0,05 = 66 \text{ вт.}$$

Удельные пульсационные потери

$$P'_{Sz} = P'_{Vu} B_{*vz}^2 f_z h'_z b_{*пл} k_v = 0,03 \cdot 0,19^2 \cdot 13 \cdot 2,4 \cdot 0,44 \cdot 2 = 0,03 \text{ вт/см}^2.$$

Полные пульсационные потери

$$P'_{zz} = 0,03 \cdot 3,9 \cdot 10^4 = 1170 \text{ вт.}$$

Удельные потери трения ротора о воздух

$$P'_{St} = \frac{\gamma \Sigma v^3 W_*}{2} = \frac{\gamma v_2^3 W_*}{2} = \frac{1,1 \cdot 10,1^3 \cdot 0,03}{2} = 16,7 \text{ вт/м}^2.$$

Полные потери трения ротора о воздух $P'_T = 16,7 \cdot 120 = 2000 \text{ вт}$.

Суммарные потери в роторе $P'_2 = 115 \text{ вт}$.

Потери в торцах ротора

$$P'_{\pi 2} = \frac{P'_2 (k_R - 1)}{k_R} = \frac{115 (1,05 - 1)}{1,05} = 5,5 \text{ вт.}$$

Потери на активной поверхности ротора

$$P'_{a2} = P'_2 - P'_{\pi 2} = 115 - 5,5 = 109,5 \text{ вт.}$$

Рис. 4-7. Клиновидный срез на концах стальных пластин дуги статора

Удельные потери на активной поверхности ротора

$$P'_{sa} = \frac{P'_{a2}}{S} = \frac{109\,500}{39\,000} = 2,81 \text{ вт/см}^2.$$

Потери в обмотке статора

$$P'_n = A_1^2 R_{s1} S = 990^2 \cdot 2,67 \cdot 10^{-6} \cdot 39\,000 = 102\,000 \text{ вт.}$$

Потери в стали (Э330) статора — 8 кВт. Сумма потерь в статоре — 110 кВт.

Коэффициент полезного действия. Суммарные потери в статоре и роторе

$$P' = 110 + 115 = 225 \text{ кВт.}$$

Номинальный к. п. д. привода (при нагрузке 1200 кВт)

$$\eta_n = 1 - \frac{225}{1200 + 225} = 0,842.$$

Коэффициент мощности. При нагрузке 1200 кВт

$$\cos \varphi_n = \frac{P_1}{\sqrt{3} U_n I_n} = \frac{1425}{3 \cdot 6,3 \cdot 293} = 0,445.$$

Барабанная углеразмольная мельница устанавливается непосредственно на электростанциях. Поэтому компенсацию реактивной мощности здесь достаточно производить до значения коэффициента мощности, равного 0,8, чему при нагрузке 1200 кВт соответствует ток в сети 163 а. Мощность батареи статических конденсаторов, обеспечивающей $\cos \varphi = 0,8$, как уже указывалось, будет составлять 1800 квар.

Потери холостого хода агрегата складываются из следующих потерь (в кВт): в стали статора — 8, в обмотке статора — 70, в роторе от высших гармоник — 47, в статических конденсаторах — 4, в роликотбандажных опорах и от трения о воздух — 25. Всего потери холостого хода составляют 154 кВт.

4-10. Нагрев и система охлаждения дугостаторного двигателя

Расчет нагрева и системы охлаждения производится в соответствии с общими основами проектирования электрических машин [1, 7, 32, 34] по расчетным формулам, преобразованным для применения к дугостаторным машинам. В некоторые формулы введены удельные величины.

Определим сначала перегревы ротора. Коэффициент, учитывающий боковые поверхности охлаждения зубцов ротора,

$$C_1 = 1 + \frac{2h_y}{t_2} = 1 + \frac{2,5}{28,4} = 1,35.$$

Здесь h_y — величина углубления стержней ротора; t_2 — пазовый шаг ротора.

Коэффициент, учитывающий эквивалентную часть поверхности охлаждения ребер на внутренней поверхности обода ротора,

$$C_2 = 1 + \frac{\Pi_p}{l_p} = 1 + \frac{655}{1310} = 1,5,$$

где Π_p — периметр охлаждаемого сечения; l_p — длина ротора.

Отношение цилиндрических поверхностей охлаждения ротора к активной

$$k'_n = \frac{(1 - \alpha_*) C_1 D_{*в} C_2}{\alpha_*} = \frac{(1 - 0,093) 1,35 + 0,99 \cdot 1,5}{0,098} = 29,$$

где $D_{*в}$ — отношение внутреннего диаметра роторного обода к внешнему.

Удельное теплорассеяние цилиндрической поверхности роторного обода определяется из соотношения, аналогичного соотношению для открытой поверхности коллектора [7]

$$Q_{sa} = Q_{so} (1 + k_a \sqrt{v_2}) = 20 (1 + 1,1 \sqrt{10,1}) \approx 90 \frac{\text{вт}}{\text{м}^2 \cdot ^\circ \text{К}}.$$

Здесь v_2 — линейная скорость на поверхности, м/сек; k_a — коэффициент, зависящий от влажности воздуха и скорости, сообщаемой его частицам движущейся поверхностью; у сухой гладкой цилиндрической поверхности ротора можно принять $k_a = 0,6$; у зубчатой $k_a = 1,1$; у торцов $k_a = 1,2$.

Перегрев цилиндрической поверхности роторного обода при нагрузке 1200 кВт

$$\theta_a = \frac{m' P'_{sa}}{k_n Q_{sa}} = \frac{1 \cdot 2,81}{29 \cdot 0,099} = 10,7^\circ \text{ К},$$

где m' — отношение отводимых потерь к выделяющимся потерям P'_{sa} (коэффициент дивергенции).

У торцов ротора отношение поверхности охлаждения к поверхности нагрева составляет

$$k''_n = \frac{h_n}{h_{nl} \alpha_*} = \frac{9,8}{6,1 \cdot 0,098} = 17,4.$$

Здесь h_n — длина контура теплорассеяния; h_{nl} — длина контура тепловыделения.

Удельное теплорассеяние торцов ротора

$$Q_{sn} = Q_{so} (1 + k_n \sqrt{v}) = 20 (1 + 1,2 \sqrt{10,1}) = 97 \frac{\text{вт}}{\text{м}^2 \cdot ^\circ \text{К}}.$$

Тепловыделяющая поверхность одного торца ротора

$$S_n = 2\pi r h_{nl} = 2 \cdot 13 \cdot 10,6 \cdot 6,1 = 1700 \text{ см}^2.$$

Удельные потери в торцах ротора — 1,62 вт/см².

Перегрев торцов ротора при нагрузке 1200 *квт*

$$\vartheta_{\pi} = \frac{m' P'_S}{k_{\pi} Q_S} = \frac{1 \cdot 1,62}{17,4 \cdot 0,0097} = 9,6^{\circ} \text{ K.}$$

Элементы системы охлаждения и нагрев статора. Принимаем скорость воды в полых проводниках обмотки $v = 2,8$ м/сек. При сечении канала S_k , числе секций N_c получим расход воды

$$V_t = S_k v N_c = 0,11 \cdot 2,8 \cdot 10^2 \cdot 39 \cdot 10^{-3} = 1,2 \text{ л/сек.}$$

Максимальный перегрев воды (при нагрузке 1200 *квт* и соответствующих потерях P_1 , рассеиваемых в статоре)

$$\vartheta_1 = \frac{P'_1}{C_v V_t} = \frac{102}{4,18 \cdot 1,2} = 20,2^{\circ} \text{ K,}$$

где C_v — удельная объемная теплоемкость охлаждающей жидкости.

Гидравлический диаметр канала в полых проводниках (при периметре охлаждаемого сечения Π)

$$d = \frac{4 S_k}{\Pi} = \frac{4 \cdot 0,11}{1,5} = 0,294 \text{ см.}$$

Число Рейнольдса при температуре воды 313° K

$$\text{Re} = \frac{v d}{\nu} = \frac{2,8 \cdot 0,00295}{0,659 \cdot 10^{-6}} = 12500,$$

где ν — кинематический коэффициент вязкости.

Коэффициент сопротивления гладкого канала в проводниках при турбулентном движении

$$\lambda = \frac{0,3164}{\sqrt[4]{\text{Re}}} = \frac{0,3164}{\sqrt[4]{12500}} = 0,0298.$$

Длина канала в одной секции обмотки $l_c = (141 \pm 41) \cdot 2 \cdot 4 = 1450$ см.

Отношение потерь энергии струи на главном участке гидравлической цепи к кинетической энергии струи на этом участке (относительное сопротивление канала)

$$W_{*1} = \frac{\lambda l_c}{d} = \frac{0,0298 \cdot 1450}{0,294} = 147.$$

Сумма местных относительных гидравлических сопротивлений, приведенных к скорости на главном участке,

$$\Sigma W_{*п} = (0,5 \pm 6 \cdot 0,25 \pm 1) \cdot 4 = 12.$$

Общее относительное гидравлическое сопротивление одной секции обмотки

$$W_* = W_{*1} + \Sigma W_{*п} = 159.$$

Потери напора струи в секции обмотки статора

$$F_S = \frac{\gamma v^2 W_*}{2} = \frac{10^3 \cdot 2,8^2 \cdot 159}{2} = 62 \cdot 10^4 \text{ н/м}^2.$$

Мощность потока воды через все секции обмотки

$$P_v = F_S V_t = 62 \cdot 10^4 \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} = 745 \text{ вт.}$$

Внутренний диаметр водосборных труб при максимуме скорости воды в них $v = 2$ м/сек

$$d_v = 2 \sqrt{\frac{V_t}{\pi v}} = 2 \sqrt{\frac{1,2 \cdot 10^{-3}}{3,14 \cdot 2}} = 0,028 \text{ м.}$$

Трубы размещаются со стороны соединений между секциями обмотки, под щитом. Отверстия концов труб должны быть обращены вниз (при рабочем положении статора).

Число водораспределительных шлангов $N_{ш} = 2 p m q = 2 \cdot 13 \cdot 3 = 78$. Длина шлангов — 0,3 — 0,5 м, диаметр их отверстия — 5 мм.

Температурный перепад вдоль витковой изоляции между сплошными и полыми проводниками

$$\vartheta = m' j^2 \rho k_F a_i \rho_q a_q \frac{N_i (N_i + 1)}{2} = 1 \cdot 1060^2 \cdot 1,94 \cdot 10^{-6} \cdot 1,05 \cdot 0,328 \cdot 400 \cdot 0,045 \frac{1(1+1)}{2} = 13,1^{\circ} \text{ K.}$$

Здесь $j^2 \rho k_F$ — объемная плотность потерь мощности в проводнике; a_i — его линейный размер по направлению теплового потока; ρ_q — удельное тепловое сопротивление межвитковой изоляции; a_q — ее толщина; N_i — число сплошных проводников на пути теплового потока. Коэффициент дивергенции m' в данных условиях можно считать равным единице.

Средняя удельная теплоотдача между внутренней поверхностью проводников и омывающей их водой

$$Q_{\text{ст}} = 1,16 \cdot 10^{-4} B_T \frac{v^{0,8}}{d^{0,2}} = 1,16 \cdot 10^{-4} \cdot 2 \cdot 10^3 \cdot \frac{2,8^{0,8}}{0,0294^{0,2}} = 1,06 \text{ вт/см}^2.$$

Величина B_T определяется температурой и составом охлаждающей жидкости; при температуре жидкости $+20, +40, +60^{\circ} \text{ C}$ величина B_T для воды соответственно равна 1620, 2000, 2120.

Контактная разность температур между водой и омываемой ею поверхностью полых проводников — $0,9^{\circ} \text{ K}$.

Вариант разомкнутой системы охлаждения. Обмотка охлаждается конденсатом, имеющим температуру до 320° K , или чистой водой из водопроводной сети через бак-отстойник и фильтры.

Перегрев ($^{\circ} \text{ K}$) элементов обмотки, соответствующий нагрузке 1200 *квт*, при разомкнутой системе охлаждения: у полых

проводников $\vartheta_{\min} = 0,9$; $\vartheta_{\max} = 21,1$; у сплошных проводников $\vartheta_{\min} = 14$; $\vartheta_{\max} = 34,2$.

Вариант замкнутой системы охлаждения. Параметры насоса (с запасом): давление (F'_s) — 75 н/см^2 , расход (V'_t) — $1,4 \text{ л/сек}$. Мощность двигателя к насосу

$$P = \frac{F'_s V'_t}{\eta} = \frac{75 \cdot 10^4 \cdot 1,4 \cdot 10^{-3}}{0,7} = 1500 \text{ вт.}$$

Теплообменник и вторичный контур воды. Мощность теплообменника — 110 кВт (относительно малая мощность объясняется тем, что охлаждение предусмотрено лишь для статора и определяется его потерями).

Принимаем температурный перепад между холодной водой на входе в теплообменник и нагретой водой первичного контура на входе в теплообменник $\vartheta = 12^\circ \text{ К}$ (при нагрузке 1200 кВт).

Перегрев ($^\circ \text{К}$) элементов обмотки при замкнутой системе охлаждения и нагрузке 1200 кВт : у полых токопроводников $\vartheta_{\min} = 12,9$; $\vartheta_{\max} = 33,1$; у сплошных проводников $\vartheta_{\min} = 26$; $\vartheta_{\max} = 46,2$.

Перегрев стали статора по отношению к поверхности ротора составляет

$$\vartheta_1 = \frac{m' P'_{SF}}{k_n Q_S} = \frac{1 \cdot 0,205}{1 \cdot 0,009} = 22,8^\circ \text{ К.}$$

Перегрев стали статора по отношению к окружающему воздуху 33° К .

Постоянные времени нагрева элементов машины. Чем меньше постоянные времени нагрева T , тем быстрее стабилизируется форма и величина магнитного зазора. У стали обода ротора, стали статора и меди обмотки статора, охлаждаемой водой, с учетом соответствующих значений удельной теплоотдачи ротора и статора Q_{Sa} , проводников Q_{Sn} и их поверхностей охлаждения S_o будем иметь:

$$T_{\text{рот}} = \frac{C_V V}{Q_{Sa} S_o} = \frac{C_V h}{Q_{Sa} [(1 - \alpha_s) C_1 + D_{\text{об}} C_2]} = \frac{3,6 \cdot 5}{0,009 [(1 - 0,093) 1,35 + 0,99 \cdot 1,5]} = 810 \text{ сек};$$

$$T_{\text{ст}} = \frac{C_V h'}{Q_{Sa}} = \frac{3,6 \cdot 6,3}{0,009} = 2670 \text{ сек};$$

$$T_{\text{обм}} = \frac{C_V V}{Q_{Sn} S_o} = \frac{3,5 \cdot 485 \cdot 10^2}{1,06 \cdot 8 \cdot 10^4} = 2 \text{ сек.}$$

С момента включения машин до времени, равного $3T$, достигается перегрев, составляющий $0,95$ от установившегося перегрева данной части машины.

4-11. Механические расчеты и детали конструкции

Для электрических машин наибольшее значение имеют напряжения и деформации, обусловленные действием нагрева и касательных сил.

Тепловые деформации и напряжения элементов алюминиевой короткозамкнутой клетки. У алюминия температурный коэффициент линейного расширения λ больше в $1,5$ раза, чем у меди, и вдвое — чем у стали. Соответственно больше и тепловые деформации. Если на каком-либо участке клетки тепловые деформации исключены закреплением его концов, то возникают механические напряжения F_s , определяемые из равенства удлинений от нагрева и от механической силы F :

$$\lambda \vartheta = \frac{Fl}{SE};$$

отсюда

$$F_s = \frac{F}{S} = E \lambda \vartheta, \quad (4-14)$$

где l — длина стержня; S — его сечение; ϑ — нагрев (разность между температурой стержней при данном режиме работы и температурой окружающей среды, при которой стержни были закреплены); E — модуль упругости.

У алюминиевых стержней ротора проектируемой машины напряжения, обусловленные нагревом, составляют при пуске

$$F_s = E \lambda \vartheta = 7 \cdot 10^5 \cdot 2,38 \cdot 10^{-5} \cdot 31,7 = 5300 \text{ н/см}^2,$$

при рабочем режиме ($\vartheta = 10,7^\circ \text{ С}$) получим $F_s = 1780 \text{ н/см}^2$.

У алюминия А1 (М) предел прочности при температуре $+20^\circ \text{ С}$ достигает 8000 , а у алюминия А1 (Т) $16\,000 \text{ н/см}^2$. Но при температурах $+135 \div +310^\circ \text{ С}$ этот предел снижается до $0,66 \div 0,23$ от исходного уровня. Поэтому у алюминиевой клетки разрывы более вероятны, чем у медной. Это подтверждается опытом эксплуатации дугостаторной машины Дарницкой ТЭЦ, у которой при температуре выше 90° С имели место разрывы алюминиевых стержней. При малом центральном угле статора ($33,4^\circ \text{ С}$) нагрев ротора значительно меньше ($10,7^\circ \text{ С}$), что обеспечивает надежность алюминиевой клетки.

Радиальные силы. Под действием радиальных сил прогибаются вырубки, части станины, фундаментная рама статора, продольный ригель фундамента агрегата, барабан и роторный обод; растягиваются болты лап статора и анкерные болты. Все эти деформации, в отличие от тепловых, возникают немедленно после включения машины и уменьшают ее магнитный зазор. Сумма деформаций зазора не должна быть выше определенной доли исходного магнитного зазора, например $0,05$. У дугостаторной машины, до того как она включена, магнитный зазор легко может быть увеличен. Поэтому здесь допустим больший относительный уровень деформаций.

Удельная сила магнитного тяжения. Согласно (1-15), удельное значение силы магнитного тяжения равно разности объемных плотностей энергии магнитного поля в зазоре и на поверхности якоря. Отсюда при гладких активных поверхностях статора и ротора

$$F_{\mu S} = \frac{B^2}{2\mu_0} - \frac{B^2}{2\mu_0} = \frac{B^2}{2\mu_0} \left(1 - \frac{\mu_0}{\mu_r}\right). \quad (4-15)$$

Здесь B — среднеквадратичное значение магнитной индукции в зазоре (и на активной поверхности якоря); μ_0 и μ_r — радиальные магнитные проницаемости соответственно в зазоре и на активной поверхности якоря.

С учетом зубчатости взаимодействующих поверхностей

$$F_{\mu S} = \frac{B^2 k_\delta}{2\mu_0} \left(1 - \frac{\mu_0}{\mu_r}\right). \quad (4-16)$$

В обычных условиях работы электрических машин, в том числе дугостаторных, величина μ_0/μ_r пренебрежимо мала по сравнению с единицей. Коэффициент $k_\delta = 1,1 \div 1,5$. Соответственно у проектируемой машины удельная сила магнитного тяжения при номинальной нагрузке

$$F_{\mu S} = \frac{B^2}{2\mu_0} \left(1 - \frac{\mu_0}{\mu_r}\right) k_\delta = \frac{0,54^2 \cdot 1,25}{2 \cdot 1,257 \cdot 10^{-6}} = 146\,000 \text{ н/м}^2.$$

Удельная электродинамическая сила. Эта сила определяет радиальную силу отталкивания между статором и ротором. На единицу активной поверхности отталкивания электродинамическая сила может быть подсчитана по выражению

$$F_{IS} = k_{w2} B A_2 \sin \psi_2. \quad (4-17)$$

Считая $k_{w2} = 1$, получим, что у проектируемой машины удельная электродинамическая сила при номинальной нагрузке

$$F_{IS} = 0,54 \cdot 62\,500 \cdot 0,27 = 9100 \text{ н/м}^2.$$

Равнодействующая магнитных и электродинамических сил с достаточной точностью определяется соотношением

$$F_{\mu I} = (F_{\mu S} - F_{IS}) S C_* \sqrt{\frac{\delta_K}{\delta}}, \quad (4-18)$$

где S — активная поверхность; C_* — отношение хорды к дуге статора; δ — расчетный зазор, а δ_K — зазор на концах.

Таким образом, для проектируемой машины радиальная сила взаимодействия между статором и ротором при номинальной нагрузке

$$\begin{aligned} F_{\mu I} &= (F_{\mu S} - F_{IS}) S C_* \sqrt{\frac{\delta_K}{\delta}} = \\ &= (146\,000 - 9100) \cdot 3,9 \cdot 0,985 \sqrt{\frac{4,3}{4}} = 54 \cdot 10^4 \text{ н.} \end{aligned}$$

Определим радиальные силы, действующие на отдельные элементы агрегата.

В ы р у б к а. На одну вырубку радиальная сила — 36,8 н. Обратная направленная сила тяжести вырубки — 1,8 н. Момент инерции поперечного сечения ее спинки — 0,125 см⁴. Максимальный прогиб неконсольных и консольных частей вырубки при принятом размещении точек ее крепления составляет 0,00725 мм.

К л и н с т а н и н ы. Исходя из максимального прогиба $f = 0,01$ мм и толщины клина $b = 3$ см, получим, что высота клина $h = 9$ см.

Р е б р а с т а н и н ы. Принимаем их толщину — 3 см, количество — 4, максимальный прогиб — 0,03 мм. Расстояние между точками закрепления 1,8 м. Радиальная результирующая сила, приходящая на часть дуги статора между точками закрепления, 326 кн. Отсюда средняя высота ребер между точками закрепления — 0,43 м и на концах — 0,28 м.

Л а п ы с т а н и н ы, п р о к л а д к и, б о л т ы. Принимая ширину лап 20 см и максимальный прогиб 0,03 мм, получим, что их толщина (после обработки) равна 7 см. Прокладки под лапами принимаем общей толщиной 12 мм (предусматриваются для того, чтобы иметь возможность компенсировать ошибки в уровне фундаментных опор и увеличить магнитный зазор в процессе доводок агрегата). Болты лап — М-72, длиной 150 мм, по три на сторону. Удлинение этих болтов под действием максимальных радиальных сил — 0,02 мм. Отверстия в лапах для болтов 88 мм (увеличение отверстий необходимо для того, чтобы регулировать скос пазов статора в пределах от 0 до 0,2 τ).

Ф у н д а м е н т н а я р а м а с т а т о р а. Составляется из двух балок, пролегающих под лапами статора. Балки связаны между собой ребрами жесткости и крепятся к фундаменту анкерными болтами и бетонируются. На эту раму действует направленная вверх сила около 500 кн и горизонтальная сила около 200 кн.

Как и для лап статора, прогиб балок фундаментной рамы под действием вертикальной силы принимаем до 0,3 мм. Прогибом под действием горизонтальной силы пренебрегаем.

Ф у н д а м е н т а г р е г а т а. Чтобы исключить возможность различной осадки опор барабана и статора, их фундаменты связываем в одно целое продольным железобетонным ригелем. Его прогиб обусловлен разностью между силой магнитного тяжения и суммой обратно направленных сил тяжести ригеля, статора и его фундаментной рамы. Допустимый прогиб ригеля — около 0,01 величины магнитного зазора. В фундаменте агрегата необходимо предусмотреть опоры для установки направляющих (параллельно образующим активной поверхности ротора) для перемещения суппорта при чистовой обточке поверхности ротора собранного двигателя.

Б а р а б а н м е л ь н и ц ы. Бандажи и фланцы барабана увеличивают его жесткость. Приложенная к нему сила вращения

не сосредоточена, как при зубчатом или фрикционном приводе, а распределена по дуге и меньше по своему удельному значению. Благодаря повышению скорости мельницы длина барабана меньше на 0,9 м, а шаровая загрузка меньше 12 т. Все эти факторы позволяют уменьшить толщину листовой стали для корпуса барабана с 30 до 24 мм, что уменьшает массу этого корпуса и брони на 12 т. Торцовые крышки барабана могут быть выполнены сварными и меньшими по массе в несколько раз. Расчеты показывают, что максимальный прогиб барабана под действием радиальных магнитных сил (без учета жесткости бандажей и фланцев) равен $2 \cdot 10^{-5}$ м.

Сумма деформаций, уменьшающих магнитный зазор при включении машины, составляет: по статору (вырубка, клин станины, ее ребра и лапы, болты лап, фундаментная рама и ригель) — 0,14 мм; по барабану и его роторному ободу — 0,1 мм. Всего — 0,24 мм. Такая деформация меньше 6% исходного магнитного зазора машины, что вполне приемлемо.

Устойчивость вдоль оси. Аэродинамическая сила, действующая вдоль оси барабана (подсчитывается по разности давлений), $F_x' = 27$ кн. Осевая сила при возможном уклоне барабана, равном 0,002 (подсчитывается по весу барабана), $F_x'' = 4$ кн. Осевая сила трения между бандажами и роликами при отключенном статоре (подсчитывается по весу барабана и коэффициенту трения) $F_x''' = 360$ кн.

Таким образом, при выбеге, когда двигатель отключен и нет магнитного поля, барабан мельницы не сойдет с роликов и будет надежно удерживаться силами трения. Учитывая возможность наличия антифрикционных пленок (масло, вода, угольная пыль), следует установить на роликах реборды.

Устойчивость в радиальном направлении. Центробежные силы, вызываемые массой материала в барабане $F_{ц}$, а также весовым эксцентриситетом $F_э$, при достаточно малом угле β между роликоопорами, могут столкнуть с них барабан. Чтобы это исключить, необходимо соблюсти соотношение

$$\operatorname{tg} \frac{\beta}{2} = \frac{k_3 (F_{ц} + F_э)}{G - F_{\mu}}, \quad (4-19)$$

где G — вес барабана; F_{μ} — магнитная сила тяжения статора; k_3 — коэффициент запаса.

У проектируемой машины $F_э = 50$ кн, $G = 2000$ кн, $F_{\mu} = 540$ кн, а центробежная сила

$$F_{ц} = \frac{mv^2}{r} = \frac{50 \cdot 3,5^2}{1,8} = 340 \text{ кн.}$$

Отсюда получаем по (4-19) при $k_3 = 3$

$$\operatorname{tg} \frac{\beta}{2} = \frac{3(340 + 50)}{2000 + 540} = 0,46; \quad \beta = 49^\circ 24'.$$

Хордовое расстояние между роликоопорами

$$x = D \sin \frac{\beta}{2} = 4000 \cdot 0,46 = 1840 \text{ мм.}$$

Давление на роликоопоры. Нормальное давление на каждый из четырех роликов барабана, с учетом радиальных магнитных сил статора, составляет около 750 кн (вместо 1900 кн на каждый из двух ведущих роликов при фрикционном приводе).

4-12. Сводные технические и экономические показатели дугостаторного электропривода

Для определения сводных показателей спроектированного дугостаторного электропривода подсчитаем общий расход материалов.

Расход активных материалов и изоляции на статор; медь обмотки — 450 кг, сталь Э330 — 1900 кг, изоляция — 130 кг. Всего — 2480 кг.

Расход конструкционных материалов на статор: станина — 2000 кг, нажимные плитки — 200 кг, трубы и шланги системы охлаждения 50 кг, щиты — 70 кг, прочие детали — 80 кг. Всего — 2400 кг.

Общий вес статора — 4880 кг, вес фундаментной рамы статора — 1200 кг.

Расход материалов на ротор: алюминий короткозамкнутой клетки — 480 кг, обод из стали — 1700 кг, ребра жесткости, спицы и фланцы — 16 000 кг.

По результатам расчета дугостаторного электропривода и данным, характеризующим существующую контактную систему электропривода барабанных мельниц типа Ш-50, в табл. 4-2 и 4-3 приведены сравнительные технические и экономические показатели обеих систем электропривода.

В табл. 4-3 резерв оборудования указан только для контактного привода. Дело в том, что малая надежность существующего контактного электропривода вынуждает ставить на электростанциях две мельницы на каждый энергоблок. Устранение изнашивающихся частей и сложного водомасляного хозяйства при дугостаторном электроприводе настолько повышает надежность барабанных мельниц, что при таком приводе они смогут бесперебойно работать месяцами до плановой остановки всего энергоблока. Это позволит иметь одну мельницу на энергоблок, подобно тому, как имеется один котел, одна турбина и один генератор.

В заключение следует указать, что при сравнении обеих систем электропривода не учтено такое преимущество дугостаторного электропривода, как возможность реверсирования. Существующие барабанные мельницы обычно нереверсивны из-за наличия шнеков в цапфах крышек и из-за ограничений, обусловленных механической частью привода и его фундаментом. Например, у мельниц Ш-50 средняя тангенциальная сила, передаваемая ведущей

Таблица 4-2

Сравнительные технические показатели контактного и дугостаторного электропривода барабанной мельницы Ш-50

Основные данные	Электропривод	
	контактный	дугостаторный
Частота вращения барабана, <i>об/сек</i>	0,294	0,334
Масса барабана и бронеплит, <i>т</i>	99,3	87,3
Масса торцовых крышек, <i>т</i>	26,6	3,3
Масса шаров, <i>т</i>	100	88
Общая масса привода, <i>т</i>	106	44
Масса питающего трансформатора, <i>т</i>	15	4,5
Номинальная мощность привода, <i>квт</i>	2 000	1 200
Суммарная мощность вспомогательных электромашин, <i>квт</i>	220	—
Мощность батарей статических конденсаторов, <i>квар</i>	—	1 800
Мощность питающего трансформатора по условиям пуска, <i>кВА</i>	12 000	4 300
Расход меди в приводе, <i>т</i>	4,2	0,45
Расход меди в трансформаторе, <i>т</i>	2,6	0,84
Расход баббита, <i>т</i>	0,6	—
Площадь на 1 агрегат, <i>м²</i>	290	180
Эксплуатационные к. п. д.:		
двигателя	0,91	0,84
механических передач	0,93	1
мельницы	0,88	0,97
всего агрегата	0,745	0,815
Годовой расход металлов на возобновление изнашивающихся механических частей, <i>т</i>	40	—
Годовые простои агрегата из-за ремонтов и возобновления механических частей привода, <i>ч</i>	400	—

шестерней, достигает 400 *кн*. Если эту силу направить не вверх, а вниз (что имеет место при реверсе машины), то крышки подшипников вала ведущей шестерни и их фундамент будут открываться. Для их удержания потребуется усложнение конструкции привода и увеличение объема фундаментов.

Трудности реверсирования накладывают и другие ограничения при изготовлении, монтаже, наладке и эксплуатации агрегата. Например, при наличии зубчатых передач в приводе приходится тратить много труда и времени, чтобы перевернуть, перемонтировать и переналадить зубчатые пары для использования их второй контактной поверхности после того, как износилась и испортилась первая. Следует отметить и то обстоятельство, что у неревверсируемых барабанных мельниц бронеплиты футеровки, укрепленные на внутренней поверхности барабана, взаимодействуют с мелющими телами одной стороной своих выпуклостей больше, чем другой. Если сделать барабанную мельницу реверсивной, то создаются

Таблица 4-3

Сравнительные экономические показатели (в рублях) барабанных мельниц Ш-50 при различных системах привода на один энергоблок

Основные данные	Электропривод	
	контактный	дугостаторный
Капиталовложения:		
дополнительная стоимость оборудования мельницы, обусловленная существующим электроприводом	38 000	—
механические части привода	22 500	—
электрические части привода	97 000	45 800
помещение	26 400	18 700
транспорт, фундаменты, монтаж, наладочные работы	21 900	5 400
резерв оборудования	300 000	—
Годовые эксплуатационные расходы при 8000 <i>ч</i> работы в год:	500 800	69 900
смазка, ремонт и обслуживание механических частей привода	13 500	—
возобновление изнашивающихся частей привода	10 200	—
ремонт и возобновление электрических частей привода	3 900	1 850
убытки от простоев механических частей привода	60 000	—
электроэнергия при цене 0,01 <i>руб/квт·ч</i>	87 500	77 500
амортизация	20 000	2 800
	195 100	81 350

предпосылки для увеличения срока службы выпуклостей бронеплит реверсированием машины через определенные промежутки времени. Этим увеличивается общий срок службы футеровки, что дает дополнительный экономический эффект.

4-13. Некоторые вопросы наладки дугостаторного электропривода

Наладка мощного дугостаторного электропривода — сравнительно сложный и трудоемкий процесс. Первым этапом наладки следует считать сборку дугостаторного двигателя и обточку активной поверхности ротора на месте эксплуатации. Как бы точно ни была обработана активная поверхность ротора на заводе-изготовителе, за время между этим процессом и окончанием монтажа машины поверхность ротора претерпевает некоторые деформации; в результате сложная и дорогостоящая работа не достигает цели.

Обточка активной поверхности ротора собранной машины на месте эксплуатации дает следующие преимущества: а) устраняет именно те деформации, которые имеются у смонтированного

ротора; поэтому в эксплуатации такая обточка приводит к реальной возможности снизить среднюю величину магнитного зазора, что повышает коэффициент мощности и к. п. д.; б) сокращает затраты труда и времени на изготовление, сборку и установку ротора, так как во всех процессах допустимы более значительные неточности; в) позволяет выполнить эту операцию без применения сложного оборудования и инструмента. Несомненное преимущество предложенного способа обточки подтверждает опыт наладки барабанной мельницы на Дарницкой ТЭЦ. После пуска машины, имеющей центральный угол 75° , наблюдались нарастающие во времени колебания тока статора двойной частоты по сравнению с частотой вращения барабана. Возникло предположение, что ротор имеет эллиптичность, нарастающую с его нагревом. Поэтому в моменты, когда середину дуги статора проходила большая или малая ось эллипса, средний магнитный зазор и намагничивающий ток соответственно были минимальны или максимальны. Действительно, после обточки ротора и балансировки всего агрегата колебания тока прекратились. В этом случае дуговой статор явился как бы датчиком, указывающим деформации поверхности ротора.

Для контроля величины магнитного зазора можно использовать специальные датчики. Такие датчики были предложены в 1937 г. [46]. Они позволяют экспериментально измерять величину зазора во время работы машины и исследовать изменения зазора под влиянием различных причин. Датчик представляет собой несколько единичных проводников, размещенных в пазах статора на определенном расстоянии друг от друга. Проводники соединены звездой (рис. 4-8). Их концы через переключатель подсоединяются к вольтметру, который измеряет величину э. д. с. между нулевым проводом 0 и точками H , B , K , соответствующими положению проводников в середине и на концах статора.

В той части дуги статора, где магнитный зазор меньше, индукция выше и э. д. с. контура больше. Зная положение контуров в статоре и сопоставляя их э. д. с., измеренные вольтметром, можно судить об относительной величине зазора в различных точках дуги или окружности статора.

Предложенные датчики были предварительно испытаны на крупных асинхронных и синхронных машинах обычного типа при различных неравномерностях зазора, при неподвижном и вращающемся роторе, у машин различного числа полюсов и при различном магнитном насыщении машины. Во всех случаях датчики отражали имевшие место в действительности изменения зазора. Впоследствии аналогичные датчики были использованы при наладке крупных дугостаторных машин. Произведенные при помощи датчиков измерения позволили уяснить характер деформаций зазора у дугостаторных машин в условиях эксплуатации.

При наладке двухстаторного двигателя барабанной мельницы типоразмера Ш-16 датчики были заложены в оба статора, имевшие радиус 2 м и центральный угол около 180° . Результаты измерений

приведены на рис. 4-9. Сплошными линиями дано изменение э. д. с. двух контуров с момента пуска машины при исходном равномерном зазоре, установленном в холодном состоянии машины. Графики B и K относятся к контурам, размещенным соответственно в середине и на конце статора.

Из графика B (рис. 4-9) видно, что э. д. с. контура B по мере увеличения времени работы машины уменьшается. Это показывает, что магнитный зазор в середине дуги статора возрастает.

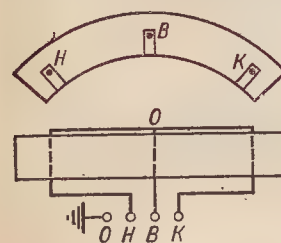


Рис. 4-8. Схема соединения проводников датчика для контроля величины зазора

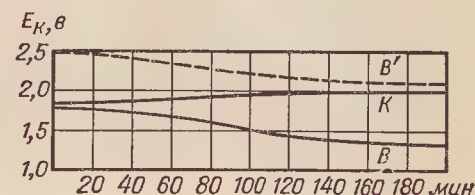


Рис. 4-9. Изменения э. д. с. контуров датчиков, измеряющих зазор, по мере увеличения времени работы машины

График K (рис. 4-9) указывает на увеличение э. д. с. контура K , т. е. на уменьшение магнитного зазора на конце дуги статора по мере увеличения времени работы машины

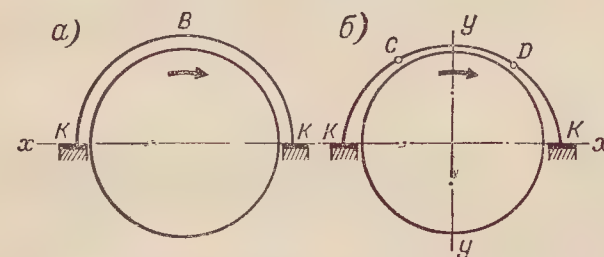


Рис. 4-10. Выравнивание зазора в нагретом состоянии машины

Для проверки этих выводов магнитные зазоры в точках B и K (рис. 4-10, а) после остановки машины измерялись щупом при том же исходном угловом положении ротора, какое было до пуска машины. Измерения подтвердили, что в нагретом состоянии машины магнитный зазор в точке B больше на 1,4 — 1,7 мм, а магнитные зазоры на концах K дуги меньше на 0,5 — 0,8 мм, чем в холодном состоянии.

Данные испытаний подтвердили целесообразность такой установки дугового статора, при которой в холодном состоянии машины зазор плавно нарастает от середины B к обоим концам K дуги

статора. Для этого достаточно было несколько опустить статор (рис. 4-10, б). Пунктирный график B' (рис. 4-9) показывает изменение э. д. с. контура B при такой установке статора. Из графиков видно, что зазоры в середине и на концах дуги статора выравниваются по мере нагревания машины, о чем можно судить по уменьшению разницы между э. д. с. соответствующих контуров.

Наряду с тепловыми деформациями в крупных электрических машинах имеют место радиальные смещения оси вращения ротора. Эти смещения также можно наблюдать при помощи предложенных датчиков. Ниже приведены опытные данные, полученные при испытании уже упоминавшегося дугостаторного двигателя барабанной мельницы типоразмера Ш-16, имеющего диаметр 4 м и частоту вращения 0,517 об/сек. Ротор этого двигателя (загруженный барабан мельницы) общей массой 80 т имел подшипники скольжения

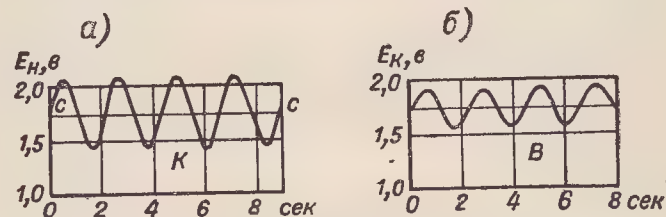


Рис. 4-11. Обнаружение периодических смещений оси ротора по колебаниям э. д. с. контуров датчика.

с самоустанавливающимися полуобъемлющими вкладышами диаметром 1,29 м.

На рис. 4-11 показаны гармонические колебания э. д. с. контуров датчика. Частота колебаний э. д. с. оказалась равной частоте вращения ротора, откуда был сделан вывод о наличии у оси вращения ротора радиальных смещений той же частоты. Этот вывод был подтвержден индикатором, установленным у поверхностей цапф ротора. Амплитуда горизонтальной составляющей радиальных смещений оси вращения ротора достигала по индикатору 1,9 мм.

Указанные колебания э. д. с. наблюдались по обычному вольтметру. Амплитуда колебаний у контуров K на концах дуги статора (рис. 4-11, а) получилась больше, чем у э. д. с. контура B в середине дуги (рис. 4-11, б). Это указывало на то, что горизонтальные смещения больше вертикальных.

Испытания в эксплуатационных условиях этого дугостаторного двигателя показали, что изменения магнитного зазора во время работы вызываются касательными силами. Эти изменения были обнаружены при сопоставлении э. д. с. контуров датчика k_n и k_c (рис. 4-12), установленных на концах дуги статора (k_n — в том конце, на который ротор набегает, k_c — в противоположном конце).

На рис. 4-12, а показано изменение э. д. с. контуров k_n и k_c . Следует подчеркнуть, что зазоры на концах дуги статора первоначально были установлены одинаковыми. Однако во время работы э. д. с. контура k_c оказалась больше, чем э. д. с. контура k_n . Это означало, что зазор в зоне контура k_c при работе стал меньше, чем в зоне контура k_n (рис. 4-12, б). При реверсировании машины получалось наоборот.

Обнаруженное смещение оси вращения ротора вызывается результирующей горизонтальной составляющей касательных электромагнитных сил. Действие касательных электромагнитных сил на статор и ротор одинаково по величине и обратно по знаку. Под влиянием этих сил станина статора наклоняется в сторону, обратную направлению вращения.

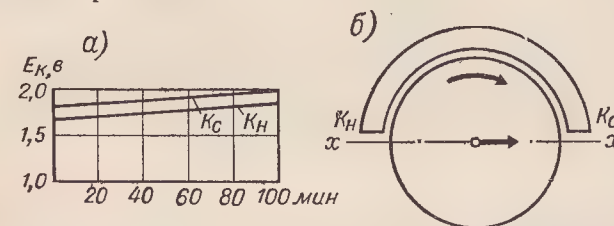


Рис. 4-12. Обнаружение смещения оси ротора под действием касательной силы по неравенству э. д. с. контуров датчика

Как показывает опыт наладки дугостаторных машин, предложенные методы измерения магнитного зазора позволяют исследовать влияние различных факторов на работу дугостаторных машин и выявить причины обнаруженных неполадок.

ГЛАВА ПЯТАЯ

ОБЛАСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ДУГОСТАТОРНЫХ И ЛИНЕЙНЫХ МАШИН

5-1. Вводные замечания

Дугостаторные и линейные двигатели (последние являются частным случаем дугостаторных и рассчитываются аналогично) целесообразно применять в тех областях техники, где предъявляются особые требования к приводу. Основные из этих требований следующие: небольшие скорости вращения ротора рабочей машины без использования промежуточных механических передач, непосредственное поступательное движение рабочего органа без предварительного преобразования вращательного движения в поступательное, большие скорости и ускорения транспортных устройств, непосредственное перемещение жидких или газообразных токопроводящих масс.

Следует отметить, что иногда применение дугостаторного и линейного электропривода может быть ограничено из-за трудности

получения требуемого полюсного шага, который при неблагоприятном сочетании заданной линейной скорости и частоты питающего напряжения может оказаться слишком малым для размещения необходимого числа пазов соответствующего размера. В таких случаях следует предусматривать преобразователи частоты.

Ниже рассматриваются наиболее перспективные области применения дугостаторных и линейных машин. Для некоторых из примеров применения дается обоснование преимуществ выбранной системы электропривода и приводятся технико-экономические показатели. В основу данной главы положены материалы разработок автора, выполненных для различных организаций.

5-2. Лифты

У тихоходных и быстроходных лифтов контактный привод состоит из асинхронного короткозамкнутого двигателя и червячного редуктора.

У таких приводов требуемая номинальная мощность в 2—3 раза больше статической мощности, соответствующей силам статического сопротивления кабины и противовеса лифта. Это обусловлено особенностями работы лифта, для которого характерна ударная нагрузка из-за частых пусков. Червячный редуктор поэтому должен быть выбран с запасом прочности, что приводит к увеличению сил статического сопротивления.

При оценке систем привода лифтов следует различать номинальный к. п. д., к. п. д. при пуске и средний эксплуатационный к. п. д. Представление о примерных значениях этих величин дают следующие расчеты.

Номинальный к. п. д. может быть подсчитан по соотношению полезной и полной мощности при установившейся равномерной скорости. Суммарная работа подъема и спуска одного и того же груза на один и тот же уровень равна нулю. Поэтому за каждый такой цикл мощность, отдаваемая приводом лифту $P_{л}$, равна произведению сил трения элементов лифта на скорость движения, а потребляемая мощность равна отдаваемой мощности плюс потери в редукторе P'_p и двигателе $P'_{дв}$. Отсюда номинальный к. п. д.

$$\eta = \frac{P_{л}}{P_{л} + P'_p + P'_{дв}} \quad (5-1)$$

В качестве примера были рассчитаны [62] номинальные к. п. д. для режима равномерного движения двух типов лифтов — тихоходного (грузоподъемность 3570 н; скорость 0,65 м/сек) и быстроходного (грузоподъемность 5100 н; скорость 1 м/сек.) Значения к. п. д. (5-1) составили: для тихоходного лифта $\eta = 0,15$; для быстроходного лифта $\eta = 0,16$.

При пуске к. п. д. контактного привода рассматриваемых двух типов лифта составляет соответственно 0,00965 и 0,0123. Такое значительное уменьшение к. п. д. объясняется увеличением мощно-

сти на зажимах короткозамкнутого асинхронного двигателя при пуске.

Эксплуатационный к. п. д. контактного привода лифта за весь цикл меньше номинального к. п. д. примерно в 5 раз.

Для скоростных и высокоскоростных лифтов применяются в настоящее время безредукторные приводы постоянного тока. Таковы например, приводы у лифтов, установленных в высотных зданиях Москвы. Их двигатели постоянного тока на 40 квт, 1,38 об/сек имеют массу 145 кг/квт, а общая масса всех машин данного привода равна 243 кг/квт; расход меди составляет 22 кг/квт.

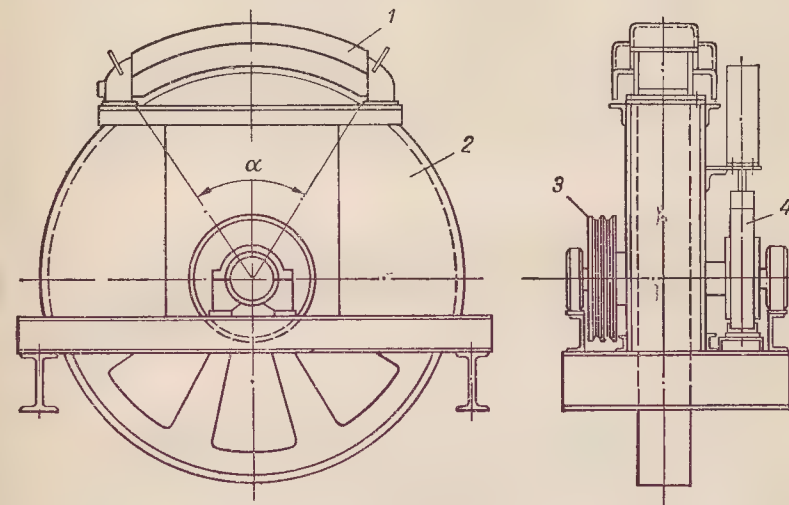


Рис. 5-1. Конструктивная схема дугостаторного привода лифта

Значительно лучшие показатели имеет дугостаторный привод лифта (рис. 5-1). Для такого привода активный центральный угол α статора 1 целесообразно выбирать равным не более 60° . Ротор 2 выполняется из простой стали и имеет алюминиевую клетку. На одном валу с ротором размещены канатоведущий 3 и тормозной 4 шкивы. Эффективны также варианты, где для торможения используется обточенная внутренняя или боковая поверхность ротора.

Известные преимущества дугостаторного привода: исключение редуктора, высокий запас мощности по условиям теплорассеяния ротора, меньшие в 2—3 раза пусковые токи и пусковые потери, позволяют выбрать номинальную мощность дугового статора для лифтов в 1,5 — 2 раза меньшей, чем у двигателя контактного привода.

Те же причины позволяют получить средний эксплуатационный к. п. д. у дугостаторного привода лифта в 1,5 — 2 раза более высоким, чем у контактного: верхний предел соответствует режимам,

когда чаще пуски и больше используются возможности рекуперации энергии.

Кинетическая энергия всей системы при дугостаторном приводе получается меньшей, чем при контактном приводе, в 1,5 — 4 раза, нижний предел относится к высокоскоростным, а верхний — к тихходным лифтам.

Вопросы точности остановки лифта в случае применения дугостаторного привода не представляют значительных затруднений. При любой системе привода точность остановки тем выше, чем короче путь торможения

$$L_T = \frac{v_0^2}{2a_c}, \quad (5-2)$$

где v_0 — скорость до начала торможения; a_c — среднее замедление за время торможения.

Угловая величина пути торможения

$$\varphi = \frac{W_1(1-\sigma)^2}{M_1 + M_2 + t'_*M_3 + t''_*M_4 \pm M_5}, \quad (5-3)$$

где W_1 — кинетическая энергия системы при синхронной скорости; M_i — приведенные средние статические моменты сопротивления: M_1 — механической передачи привода, M_2 — лифта, M_3 — механического тормоза, M_4 — электродинамического торможения; $\pm M_5$ — переменный по знаку момент сил из-за неравенства противовеса и кабины с грузом; t'_* и t''_* — относительное время действия сил механического и электродинамического торможения в долях от всего периода.

По (5-3) отношение минимума к максимуму пути торможения при любой системе привода лифта (с учетом возможного изменения величины груза) составляет

$$\frac{\varphi_m}{\varphi_M} = \frac{n_d^2}{n_r^2} \cdot \frac{(M_c - M_5)}{(M_c + M_5)} (1 + W_{*r}), \quad (5-4)$$

где n_d и n_r — частоты взаимно обратного вращения электромашин; M_c — суммарный статический момент сопротивления; W_{*r} — отношение кинетической энергии добавляемого груза к кинетической энергии исходной системы, составляющее при дугостаторном приводе до 0,05, а при контактном — до 0,02.

Как известно, главное условие точности остановки лифта заключается в резком снижении скорости до начала механического торможения. В частности, при скорости, составляющей 0,25 от исходной, путь торможения сокращается в 16 раз и по (5-2) составляет, например, 28 мм при $v_0 = 0,25$ м/сек и $a_c = 1,5$ м/сек². Однако переключение числа пар полюсов для получения скорости 0,25 от исходной возможно лишь у дугостаторных двигателей высокоскоростных лифтов, для которых может быть сделана вторая обмотка. Вместе с тем у дугостаторных машин, в отличие от круго-

вых, динамическое торможение необходимой интенсивности вполне допустимо по нагреву. Такое торможение можно использовать для снижения скорости до требуемой. Эту скорость можно также получить, предусмотрев статический преобразователь, снижающий частоту в несколько раз. Требуемая от преобразователя частоты длительная мощность составляет небольшую долю мощности дугостаторного двигателя.

Дугостаторный привод лифта может работать и в генераторном режиме, но у него более значительна (по сравнению с круговым двигателем) величина $(1 - \sigma)^2$. Чтобы уменьшить вызываемую этим нестабильность места остановки лифта, необходимо добиться относительно малого скольжения у дугостаторных приводов для лифтов.

Сопоставим возможности дугостаторного и редукторного привода лифтов по остальным составляющим формулы (5-3). При дугостаторной системе привода момент сил статического сопротивления механической передачи M_1 равен нулю. Момент сил статического сопротивления лифта M_2 одинаков при обеих системах привода.

Момент сил механического тормоза M_3 при дугостаторном приводе приложен непосредственно к главному валу и поэтому должен быть во много раз выше момента на валу двигателя редукторного привода. Если это условие выполнено и относительное время действия t'_* не изменилось, то сравниваемые системы привода по этому признаку равноценны.

Момент неуравновешенных сил противовеса и кабины с грузом $\pm M_5$ при обеих системах привода одинаков по величине и знаку, но при дугостаторном приводе его относительный уровень, выраженный в долях от суммы остальных слагаемых знаменателя в соотношении (5-3), больше, что снижает точность остановки. Это может быть скомпенсировано снижением скорости до начала механического торможения за счет электродинамического торможения (момента M_4).

Дугостаторный привод позволяет значительно сократить размеры и число элементов аппаратуры управления. Меньшие в 2—3 раза пусковые токи и пусковые потери ведут к сокращению габаритов и масс контакторов. У скоростных и высокоскоростных лифтов сокращение аппаратуры управления в случае применения дугостаторного привода будет особенно значительным. Для высокоскоростных лифтов технически и экономически реальны линейные электродвигатели, при которых отпадает надобность в канатах.

Опытный дугостаторный электропривод лифта выполнен и испытан в Ленинградском институте текстильной и легкой промышленности имени С. М. Кирова.

5-3. Шахтные подъемные машины

В шахтных подъемных машинах скорость вращения канатодвущего шкива или барабана лебедки обычно находится в пределах 0,5 — 0,9 об/сек. На такую скорость асинхронные двигатели

с круговым статором не выполняются. Поэтому в настоящее время для шахтных подъемных машин, как и для лифтов, применяются два типа привода: редукторный, с асинхронным двигателем, и безредукторный, с двигателем постоянного тока непосредственно на 0,5 — 0,9 об/сек.

Редукторный привод шахтных подъемных машин состоит из следующих основных частей: а) редуктор; его масса со смазочной системой, полумуфтами и другими деталями механической передачи составляет 60 — 80 кг/квт; б) асинхронный двигатель (обычно на 16 — 24 полюса) с фазовым ротором; масса — 15 — 25 кг/квт; в) сопротивления в цепи ротора (на токи до 2000 а); г) аппаратура управления в цепях ротора и статора; д) преобразовательный агрегат с аппаратурой для динамического торможения главного двигателя.

Общая масса машин данной системы привода составляет 85 — 115 кг/квт.

Асинхронная машина выполняется с постоянно налегающими щетками, так как механизм, обеспечивающий короткое замыкание контактных колец при дистанционном управлении, работает ненадежно. Потери мощности в этой контактно-щеточной системе, а также в проводах, соединяющих ротор и сопротивления, снижают к. п. д. привода на 2—3%.

Сопротивления в цепи ротора двигателя весьма громоздки; панели с аппаратурой управления обычно дороже самой асинхронной машины и занимают больше места, чем машины привода.

Редукторный привод применяется при номинальной мощности, примерно до 1000 квт, так как при большей мощности аппаратура в цепи фазового ротора получается очень сложной и громоздкой.

Кинетическая энергия подъемных шахтных машин и их редукторного привода достигает десятков мегаджоулей, что требует эффективного торможения.

Частые пуски приводят к чрезмерным контактным напряжениям сдвига в поверхностных слоях зубцов редуктора и быстрому износу.

Средний эксплуатационный к. п. д. редукторного привода шахтных подъемных машин, как у всех подъемно-транспортных устройств, значительно ниже номинального.

Привод постоянного тока для шахтных подъемных машин состоит из следующих основных частей: а) двигатель постоянного тока непосредственно на 0,5 — 0,9 об/сек, мощностью от 1000 квт и выше; масса такого двигателя с полумуфтой, системами возбуждения, вентиляции и смазки обычно составляет 50 — 70 кг/квт; б) преобразовательный агрегат; в) аппаратура рабочего двигателя и преобразовательного агрегата.

Общая масса всех машин данного привода на единицу номинальной мощности рабочего двигателя доходит до 75 кг/квт.

Такой привод избавлен от редуктора, роторной аппаратуры, реверсера высокого напряжения, но сложен в изготовлении и

Таблица 5-1

Технико-экономические показатели трех систем привода шахтных подъемников

Основные показатели	Привод		
	редукторный	безредукторный постоянного тока	безредукторный дуго-статорный
Технические данные			
Требуемая мощность, квт	1 000	1 000	600
Частота вращения ротора электродвигателя, об/сек	4,96	0,565	0,565
Масса всех частей привода, кроме аппаратуры управления и автоматизации, т	96	87	18
Кинетическая энергия привода, кдж	1 600	260	140
Кинетическая энергия всего агрегата, кдж	3 400	2 060	1 940
Расход электроэнергии на зажимах двигателя за один рейс подъемника, квт·ч	13,5	15,5	10
Помещение, требуемое машинами и аппаратурой привода, м ²	210	160	20

Капиталовложения, руб.

Редукторные части привода	42 000	—	—
Электрические машины и аппаратура	36 000	99 000	12 500
Статические конденсаторы	3 000	—	3 500
Транспорт, монтаж, наладочные работы	9 700	11 900	2 100
Помещение для привода	12 600	9 600	1 200
Итого на 1 машину, руб.	103 300	120 500	19 300

Годовые эксплуатационные расходы при 6000 годовых часах работы, руб.

Смазка и ремонт редукторных частей привода	4 200	—	—
Возобновление редукторных частей привода	8 400	—	—
Ремонт и возобновление электрических частей привода	1 900	5 000	500
Простои из-за разладок механических частей привода	8 400	—	—
Простои из-за разладок электрических частей привода	4 200	8 400	2 100
Электроэнергия (при цене 0,01 руб/квт·ч)	42 000	48 000	31 000
Амортизация	5 200	6 000	1 000
Итого на 1 машину, руб.	74 300	67 400	34 600

малонадежен в эксплуатации из-за наличия коллекторных машин, большого числа щеток и большого расхода цветного металла в сети постоянного тока, напряжение которой значительно меньше, чем напряжение сети трехфазного тока.

Дугостаторный электропривод шахтных подъемных машин может быть выполнен на 0,5 — 0,9 об/сек. В таком приводе дуговой статор должен иметь центральный угол в пределах 30—60° и ротор из простой массивной стали с алюминиевой короткозамкнутой клеткой. По механической характеристике такой простейшей тип ротора, целесообразно спроектированный, подобен двухклеточному. Ротор насаживается на вал барабана или канатоведущего шкива и поэтому не имеет собственных подшипников.

Кратность пускового тока дугового статора равна 2 — 2,8. При этом номинальный ток соответствует мощности в 1,4 — 1,8 раз меньшей, чем номинальная мощность контактного привода. В итоге пусковые токи у дуговых статоров шахтных подъемников, несмотря на короткозамкнутый ротор, получаются меньше, чем у заменяемых ими круговых двигателей с фазовым ротором.

Удельная масса дугового статора составляет $2 \div 2,4$ кг/квт, ротора — $12 \div 25$ кг/квт. При дугостаторном приводе выигрыш в массе материалов получается как за счет меньшего удельного расхода материалов на единицу мощности, так и за счет уменьшения требуемой мощности двигателя.

В табл. 5-1 приведены основные технико-экономические данные рассмотренных трех систем привода на примере двухсосудной шахтной подъемной машины грузоподъемностью 51 кн, скоростью 10 м/сек при глубине шахты 500 м и паузе 30 сек между рейсами.

Как видно из табл. 5-1, дугостаторный электропривод имеет преимущества по всем показателям.

5-4. Прокатные станы

В настоящее время для нерегулируемых прокатных станов применяются редукторные приводы с асинхронным или реже синхронным двигателем на 12—30 полюсов, а также безредукторные приводы с тихоходными асинхронными или синхронными двигателями.

Для регулируемых прокатных станов чаще применяются двигатели постоянного тока с соответствующими преобразователями.

Наиболее целесообразно применять дугостаторный привод для нерегулируемых прокатных станов.

Существующий асинхронный привод таких прокатных станов имеет следующие основные части (рис. 5-2, а): асинхронный двигатель 1 на 12—30 полюсов с контактными кольцами, удлиненным валом и приспособлением для осевых смещений статора; жидкостный или контакторный регулятор скольжения; ящики сопротивлений 9 для регулятора скольжения на общую мощность до 0,1 мощности двигателя; панель с аппаратурой управления в цепи ротора; стоимость аппаратуры и ящиков сопротивлений дороже

самого двигателя, а занимаемая ими площадь больше площади, занимаемой двигателем; муфту 2 электродвигателя, рассчитанную на максимальный момент вращения; маховик 3, который размещен на ведущем быстроходном валу редуктора и имеет поэтому сравнительно небольшой диаметр и массу; редуктор¹ 4, понижающий

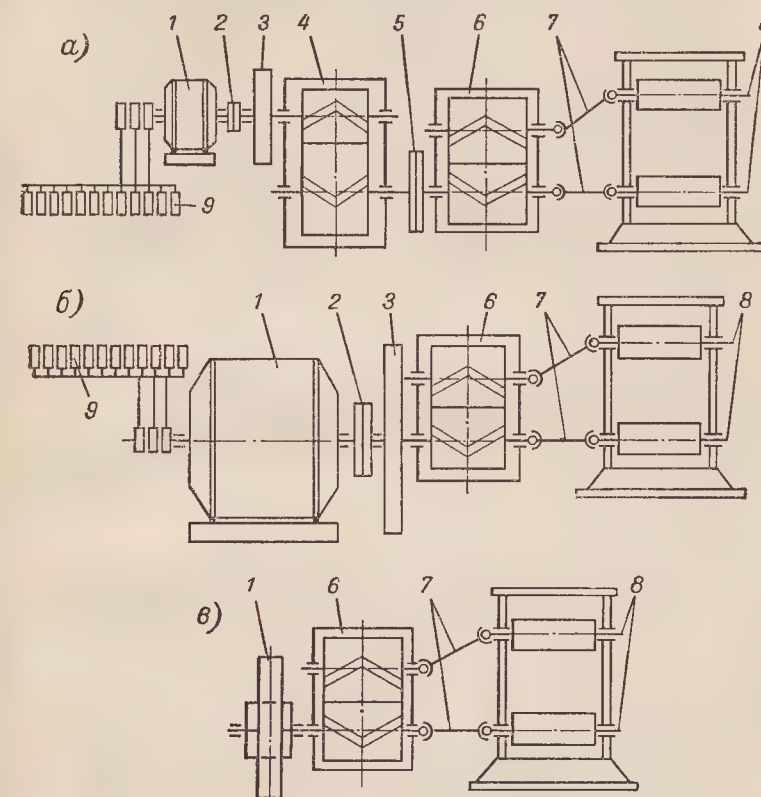


Рис. 5-2. Варианты привода нерегулируемого прокатного стана: а — редукторный с малополюсным электродвигателем; б — безредукторный с многополюсным электродвигателем; в — безредукторный дугостаторный

частоту вращения от 3,33 — 8,33 до 0,5 — 1,66 об/сек, муфту 5 коренного вала, которая проектируется для моментов вращения в 10—15 раз больше, чем у муфты 2 быстроходного вала, поэтому

¹ Представление о трудностях, вызванных такими редукторами, дают данные редуктора на 3000 квт, 6,2/1,2 об/сек: масса редуктора, включая муфты, 140 т; масса смазочной системы (два насоса, фильтр, холодильник, отстойник, маслопроводы) — 8,6 т; объем смазочного масла — 5,5 м³; площадь, занимаемая редуктором, — 30 м²; дополнительная площадь для маслосистемы и обслуживания — 40 м².

размеры и масса коренной муфты 5 во много раз больше, чем у муфты 2; шестеренную клетку 6, передающую мощность от коренного вала привода к прокатному стану; шпиндельные валы 7, образующие шарнирную передачу большой мощности между шестеренной клеткой 6 и рабочими валками прокатного стана 8; шарнирная связь необходима для вертикальных перемещений верхнего вала.

На рис. 5-2, б представлен вариант безредукторного привода, состоящего из следующих частей: многополюсного асинхронного двигателя с контактными кольцами и удлиненным валом; контакторного регулятора скольжения с ящиками сопротивления; панели с аппаратурой управления в цепи ротора; коренной муфты; маховика увеличенного диаметра и массы (по сравнению с маховиком редукторного привода); шестеренной клетки; шпиндельных валов.

На рис. 5-2, в схематически показан дугостаторный безредукторный привод нерегулируемых прокатных станов. Двигатель имеет

Таблица 5-2

Технико-экономические показатели трех систем привода прокатных станов

Основные показатели	Привод		
	редукторный асинхронный	безредукторный асинхронный	безредукторный дугостаторный
Требуемая номинальная мощность привода, <i>квт</i>	1 500	1 450	1 200
Частота вращения, <i>об/сек</i>	8,15/1,25	1,25	1,25
Масса редуктора с принадлежностями, <i>т</i>	62	—	—
Масса маховика, <i>т</i>	7	65	32
Масса электродвигателя с фундаментной плитой, <i>т</i>	15	52	3,8
Число панелей с сопротивлениями и аппаратурой управления в цепи ротора	5	5	—
Мощность статических конденсаторов для повышения $\cos \varphi$ до единицы	1 260	2 800	1 230
Помещение, требуемое машинами и аппаратурой привода, <i>м²</i>	125	60	25
Эксплуатационный $\cos \varphi$ к. п. д.	0,82	0,8	0,85
Эксплуатационный $\cos \varphi$ без статических конденсаторов	0,76	0,47	0,75
Капиталовложения по приводе, руб.	104 500	99 500	23 500
Эксплуатационные расходы по приводе в год (смазка, ремонт, возобновление изнашивающихся частей, убытки от простоев, расход электроэнергии, амортизация), руб.	279 000	273 000	172 000

дуговой статор с центральным углом в пределах 20—60°; в качестве короткозамкнутого ротора используется маховик.

Данные рассмотренных вариантов привода для одного из типов размеров нереверсивного нерегулируемого прокатного стана сопоставлены в табл. 5-2.

Разработанные дугостаторные приводы высокой удельной мощности позволяют получить большие преимущества и в случае их применения для регулируемых прокатных станов. При этом для регулирования скорости необходимо предусмотреть статические полупроводниковые преобразователи на тиристорах.

5-5. Поршневые компрессоры

Поршневые компрессоры имеются на многих предприятиях. При больших мощностях для привода таких машин обычно используется синхронный двигатель, к которому необходимы возбудитель и пусковой автотрансформатор. Дугостаторный двигатель как приводной двигатель компрессоров имеет ряд преимуществ. Расчеты, произведенные для поршневого компрессора типоразмера 1Г-266/320 (имеющего синхронный двигатель на 4000 *квт*, 2,08 *об/сек*), показывают [59], что при дугостаторном приводе:

1) расстояние между осями цилиндра компрессора может быть уменьшено благодаря отсутствию осевых смещений статора и исключению дополнительных маховых масс и контактно-щеточного аппарата;

2) длина и диаметр вала компрессора и его коренных подшипников сокращаются;

3) надобность в пусковом автотрансформаторе на 1500 *кВА* и механизме для осевых смещений статора отпадает;

4) номинальная мощность двигателя уменьшается примерно на 1000 *квт*;

5) площадь, занимаемая компрессором, снижается на 39 *м²*;

6) общая масса всех частей привода сокращается со 120 до 26,3 *т*, масса коренного вала компрессора и его подшипников — с 38 до 19 *т*, расход меди — с 6,4 *т* (учитывая медь пускового автотрансформатора и контактных колец) до 0,22 *т*, капиталовложения на один привод — с 104 500 до 23 200 руб., годовые эксплуатационные расходы на один привод — с 226 200 до 190 700 руб.

5-6. Прессы

В народном хозяйстве применяются различные типы прессов. Винтовой пресс с фрикционным приводом (рис. 5-3) имеет следующие основные части: асинхронный короткозамкнутый двигатель (на рисунке не показан), клиноременную передачу 1, шкивы 2 и горизонтальный вал 3 через всю ширину пресса, подшипники вала 4 на кронштейнах, два фрикционных диска 5, маховик вертикального винта пресса 6.

Маховик, винт и ползун получают движение посредством попеременного нажатия фрикционных дисков на обод маховика. Каждое такое нажатие вызывает боковой удар по ободу маховика и всем другим частям агрегата. Частота этих ударов — до 2000 в час, сила каждого из них — несколько килоньютонов. Плечо сил (расстояние от основания) для машин различных типов размеров составляет 2—4 м. Боковые удары расшатывают пресс, интенсивно изнашивают его части и фундамент.

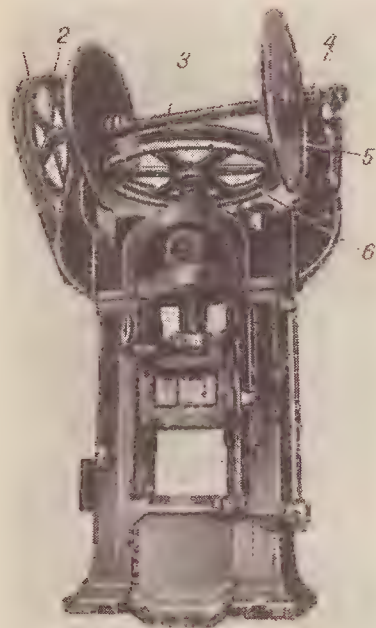


Рис. 5-3. Винтовой пресс с фрикционным приводом и клиноременной передачей



Рис. 5-4. Бездисковый винтовой пресс с дугостаторным приводом

Второй вариант контактного привода таких прессов состоит из вертикального асинхронного короткозамкнутого двигателя, реверсируемого до 2000 раз в час, и фрикционной передачи, состоящей из ведущего ролика и ведомого колеса-маховика, закрепленного на винте пресса. Этот вариант привода по сравнению с первым имеет следующие особенности: 1) пусковые нагревы, вызываемые частыми реверсами, и требуемые при этом динамические мощности вынуждают выбрать двигатель двойной номинальной мощности; 2) двойной пусковой ток такого двигателя (по сравнению с пусковым током двигателя первого варианта) и большое число пусков в час (до 2000) усложняют аппаратуру управления; 3) пусковые удары интенсивно изнашивают фрикционную передачу и

подшипники двигателя. В частности, срок службы фрикционных колес, особенно ведущего, составляет всего лишь несколько часов; 4) с износом фрикционных поверхностей увеличивается буксование и снижается производительность пресса, что имеет место и при первом варианте привода.

В таких сложных динамических условиях контактный привод любого типа не может работать достаточно производительного, надежно и долговечно.

В 1964 г. был спроектирован дугостаторный электропривод для одного из типов размеров винтовых прессов, изготавливаемых Чимкентским заводом прессов-автоматов. По этому проекту маховик пресса используется как короткозамкнутый ротор дугостаторной системы привода.

Дуговых статора предусмотрено два, каждый на половину необходимой мощности. Статоры установлены друг против друга по диаметру, что уравнивает радиальные силы магнитного тяжения. Особенности такого агрегата по сравнению с агрегатом того же типоразмера с контактным приводом заключаются в следующем:

1) устраняются горизонтальные удары по ободу маховика, что коренным образом улучшает работу всех частей пресса и фундамента, увеличивает их надежность и долговечность;

2) из системы привода исключаются все трущиеся, смазываемые и изнашивающиеся части;

3) исключение фрикционных передач и их буксования позволяет повысить число ходов пресса в единицу времени, обеспечить повышенную производительность и стабильность работы пресса;

4) требуемая мощность привода снижается в 1,5—2 раза, пусковые токи — в 3 раза, требуемая мощность аппаратуры управления уменьшается в 2—3 раза, расход электроэнергии — в 1,3—1,8 раз.

В 1966 г. первый образец такого агрегата (рис. 5-4) на давление 1600 килоньютонов и 1020 ходов в час изготовлен и испытан на Чимкентском заводе прессов-автоматов. В 1967 г. он удостоен золотой медали Выставки достижений народного хозяйства СССР.

5-7. Барабанные мельницы и дробилки

Целесообразность применения дугостаторного привода для барабанных мельниц уже была доказана в предыдущей главе при рассмотрении вопросов расчета. Здесь необходимо добавить только результаты подсчета [64] экономической эффективности в случае перехода всех углеразмольных, рудных и цементных мельниц Советского Союза, необходимых в ближайшие 20 лет, на дугостаторный привод.

На 1 кВт рабочей мощности дугостаторные углеразмольные барабанные мельницы позволяют экономить по капиталовложениям 470 руб., по годовым эксплуатационным расходам — 115 руб. У мельниц другого назначения приведенные удельные данные меньше

по капиталовложениям, но больше по годовым эксплуатационным расходам (особенно из-за простоев). Без большой погрешности можно считать для всех типов барабанных мельниц указанные удельные данные средними.

Общая мощность мельниц, которые ориентировочно будут введены в течение 20 лет — 10 млн. *квт*. При переходе на дугостаторный привод экономия в капиталовложениях составит 4,7 млрд. руб. и экономия в эксплуатационных затратах — 7,66 млрд. руб. При этом будет сэкономлено 3 млн. *т* стали, 110 тыс. *т* меди и 20 тыс. *т* баббита. Выигрыш в кубатуре производственных помещений составит 60 млн. *м³* и в транспортных перевозках — 2,4 млрд. тонно-километров.

Дробилки по характеру рабочего процесса аналогичны барабанным мельницам. Они служат для дробления руд и других материалов. Для оценки целесообразности перевода дробилок с контактного привода на дугостаторный рассмотрим данные конкретной дробилки. Без привода масса рассматриваемой дробилки составляет 140 *т*, а габариты — 6,5 *м* (осевой размер), 5,58 *м* (длина), 3,93 *м* (высота над полом).

Контактный привод этой рабочей машины состоит из асинхронного двигателя на 160 *квт*, 735 *об/мин* с фазным ротором (масса 1,6 *т*), пускового реостата (масса 0,6 *т*) и механической передачи 735/135 *об/мин* (состоит из 42 типов деталей общей массой 3,58 *т* и имеет 16 клиновых ремней общей длиной 250 *м* и массой 0,3 *м*).

На концах главного вала машины предусмотрены две фрикционные муфты (общая масса 1,73 *т*), маховик диаметром 3 *м*, шириной 0,4 *м*, шкив-маховик диаметром 3 *м* и шириной 0,74 *м* (для клиновидных ремней). Масса обоих маховиков 12 *т*, их суммарная кинетическая энергия 2200 *кдж*.

Кинетическая энергия всего агрегата — 2800 *кдж*, период пуска — около 25 *сек*, число пусков за одну смену — до 15.

Таблица 5-3

Технико-экономические показатели двух систем привода щековой дробилки

Основные показатели	Существующий	Дугостаторный
Масса, <i>т</i>	6,3	0,8
Площадь, <i>м²</i>	85	36,6
Эксплуатационный к. п. д.	0,8	0,83
Эксплуатационный $\cos \varphi$	0,65	0,65
Годовые простои из-за механических частей, ч	180	—
Допустимая перегрузка по нагреву, %	—	40
Дополнительная стоимость дробилки, вызываемая механической передачей привода, руб. . .	2 500	—
Капиталовложения, руб.	7 940	1560
Годовые эксплуатационные расходы, руб. . . .	16 830	9740

Существующий привод увеличивает: длину агрегата — с 5,58 до 10 *м*, его ширину — с 6,55 до 8,5 *м*, а занимаемую площадь — с 36,6 до 85 *м²*.

В 1963 г. для щековой дробилки рассматриваемого типоразмера был спроектирован дугостаторный электропривод. Его основные данные сопоставлены с данными существующей системы привода (табл. 5-3).

Следует отметить, что вместо двух маховиков, имеющихся у машины при контактном приводе, при новом приводе достаточно один.

5-8. Текстильные машины

В текстильной промышленности нашли применение первые образцы дугостаторного электропривода. Здесь следует назвать прежде всего кардмашины, для которых еще в 1930 г. были предложены варианты новой системы электропривода [41, 42]. В настоящее время разрабатывается ряд систем электропривода для текстильных машин с дугостаторным и линейным двигателями. В качестве примера можно назвать круглотрикоотажные и кругловязальные машины, а также плоскофанговые трикотажные машины. Благодаря дугостаторному приводу из этих машин исключаются громоздкие механические передачи и обеспечивается непосредственное получение низких скоростей вращения и поступательное движение рабочих органов.

Интересно отметить, что наряду с применением дугостаторных машин в качестве приводных двигателей они могут быть использованы как элементы автоматики текстильных машин. Примером такого применения дугостаторной машины являются автоматы правки тканей.

На отделочных фабриках при многих переходах с одной машины на другую ткань перекашивается, т. е. уточные нити становятся перпендикулярными основному. Кроме того, теряется ее первоначальная ширина. Правка ткани по утку обычно совмещается с ее ширением на цепных ширильных или сушильно-ширильных машинах. Эти технологические операции выполняются посредством ускорения или замедления одной цепи машины по отношению к другой. Но следить за положением уточных нитей у быстро движущейся ткани, в особенности при пестрых рисунках тканей, очень утомительно для зрения. Не менее утомительно быстро изменять скорость вращения машин при помощи штурвала ручного управления, чтобы на ходу исправить замеченные перекосы утка. В результате не всегда удается сократить перекосы до нормы, что снижает качество ткани и ограничивает допустимую скорость ее движения, и соответственно, производительность машин.

Эти трудности устранены автоматами правки тканей, работающими с применением дугостаторной системы. У таких автоматов датчик приводится во вращение непосредственно магнитными

полями дуговых статоров. Демпферное действие этих полей и отсутствие механических передач обеспечили точность, надежность и эффективность работы автоматов.

В настоящее время автоматы правки тканей с дугowymi статорами изготавливаются серийно.

5-9. Тахогенераторы и гироскопы

Тахогенераторы служат датчиками для дистанционного измерения и контроля скорости машин в схемах регулирования и автоматики.

Тахогенераторами постоянного тока скорость измеряется по величине напряжения. При этом возможны погрешности из-за различной длины проводов от генератора до измерительного прибора, температуры, реакции якоря, состояния постоянных магнитов.

При синхронных тахогенераторах частота вращения измеряется по частоте их тока, что устраняет указанные погрешности. Кроме того, исключаются коллектор, щетки и вызываемые ими неисправности. Поэтому в настоящее время для судов, самолетов и других объектов применяются синхронные тахогенераторы-датчики вместе с измерителями типа синхронного микроэлектродвигателя; частота вращения двигателя точно пропорциональна частоте вращения тахогенератора и контролируемого вала. Насколько важна точность таких измерений видно хотя бы из того, что при повышении частоты вращения гребного вала судов на 10% повышается расход топлива на 33%.

До применения дуговых статоров судовые тахометрические системы состояли из следующих основных частей: а) ведущая звездочка из бронзы диаметром до 600 мм; б) синхронный трехфазный тахогенератор с постоянными магнитами и ведомой звездочкой на валу; в) стальная цепь Галля длиной до 12 м между гребным валом и тахогенератором.

Механическая передача занимает много места, шумит при работе, цепь Галля нередко сваливается и рвется, особенно при резких реверсах и переходах винта из воды в воздух и обратно (при качке), а также при резких остановках.

Перечисленные недостатки исключаются при применении дугостаторных синхронных машин с постоянными магнитами, которые размещаются непосредственно на гребном валу [65].

В 1959 г. были сконструированы, экспериментально исследованы и доведены до промышленного выпуска образцы 18 типовых дугостаторных тахогенераторов, рассчитанных на включение 4—6 измерителей на один датчик, для диаметров 280, 420 и 600 мм, на частоты вращения от $\pm 2,5$ до $\pm 16^{2/3}$ об/сек, при базисной частоте 50 гц.

Новые тахогенераторы не имеют механических передач, бесшумны, просты в изготовлении и надежны в эксплуатации; в них нет трущихся, изнашивающихся и возобновляемых частей.

Дугостаторные гироскопы изготавливаются с 1949 г. В таких гироскопах ротор в виде массивного стального шара приводится в движение магнитными полями дугового статора.

Действие магнитных полей непосредственно на ротор гироскопа обусловило отсутствие механических передач. Это исключило биеения и толчки, повысило точность и надежность. Высокая линейная скорость ротора гироскопа сделала возможным его выполнение без каких-либо элементов короткозамкнутой клетки.

5-10. Электрический транспорт

Использование бегущего магнитного поля в линейных двигателях позволяет осуществить непосредственное поступательное движение. Для этого применяется устройство с линейным двигателем на подвижной тележке и монорельсом в качестве вторичной системы.

Линейный двигатель не только упрощает получение поступательного движения, но позволяет решать более сложные задачи. К числу таких задач относится разгон и замедление на коротких расстояниях, необходимые при испытании моделей судов в опытовых бассейнах.

Стоимость опытового бассейна, которая складывается из стоимости здания, рельсового пути, энергооборудования, установки для поддержания микроклимата, уровня воды и т. д., составляет примерно 9000 руб. на 1 м длины бассейна. Чем выше скорость судов, тем больше должна быть длина опытового бассейна.

Суда на подводных крыльях, как известно, имеют весьма высокие скорости. Чтобы сократить длину бассейна за счет участков разгона и торможения, проектировщики судов на подводных крыльях поставили задачу создать монорельсовый электровоз, способный сообщить массе модели в 1500 кг скорость 50 м/сек на участке длиной 75 м, т. е. за 3 сек. Длина тормозного пути была задана такой же.

Однако научные и проектные организации, исходя из применения обычных двигателей, определили необходимую минимальную общую длину участков разгона и торможения равной 1250 м, что вело к резкому увеличению затрат на бассейн.

В 1964 г. была рассмотрена возможность решения такой задачи при помощи линейного двигателя. Ниже приводится краткий анализ поставленной задачи и ее решения.

На участке равномерного движения требуемая мощность для модели судна относительно мала (что характерно для данных судов ввиду нулевой осадки их корпуса). Гораздо больше требуемая динамическая мощность. Среднее ее значение равно отношению кинетической энергии системы ко времени разгона t , т. е.

$$P = \frac{m_M v^2 + F m_c v^2 k_2}{2t}, \quad (5-5)$$

где m_m — масса модели (включая гондолу и аппаратуру); m_e — масса на единицу средней мощности привода; v — линейная скорость этих масс; k_a — отношение всей кинетической энергии привода (в том числе ротора двигателя и других вращающихся частей) к кинетической энергии частей, движущихся, как и модель судна, линейно со скоростью v . Из (5-5) получим, что

$$P = \frac{m_m}{\frac{2t}{v^2} - m_e k_a}. \quad (5-6)$$

Ниже приведены вычисленные по (5-6) средние динамические мощности, требующиеся для сообщения массе модели в 1500 кг скорости 50 м/сек за 3 сек при массе на единицу мощности привода в пределах 0 — 2 кг/квт и при $k_a = 1,2$:

m_e , кг/квт . . .	0	0,4	0,8	1,2	1,6	2,0
P , квт	625	780	1040	1565	3120	∞

Как видно, при массе привода, равной 2 кг/квт, требуемая мощность бесконечна. Но у существующих электроприводов с механическими передачами величина m_e больше 2 кг/квт. Следовательно, по энергетическим условиям ни один из существующих типов электропривода не в состоянии сообщить массе в 1500 кг скорость 50 м/сек на участке длиной 75 м.

Эту задачу мог бы решить реактивный двигатель (его масса на единицу мощности достаточно мала), но в данных условиях он неприемлем (оглушающий шум, исключающий возможность работы в закрытом помещении, дым, частые заправки топливом, необходимость дистанционного управления скоростью и т. д.).

Имеются принципиальные трудности в решении поставленной задачи и по динамическим условиям. Сила ускорения ведущих колес тележки ($F_y = ma$) не может быть больше силы их сцепления с рельсами ($F_c = G\mu$). Приравняв одну силу к другой и учитывая, что $G = mg$, будем иметь $ma = mg\mu$. Отсюда получим критическое соотношение

$$a \leq \mu_c g, \quad (5-7)$$

где a — допустимое максимальное ускорение; g — ускорение силы тяжести; μ_c — коэффициент сцепления (обычно $\mu_c \leq 0,2$).

Следовательно, ускорение ведущих колес тележки не может быть больше ~ 2 м/сек. Поэтому для получения скорости 50 м/сек необходимы 25 сек. За это время тележка пройдет путь в 625 м. Примерно такова же требуемая длина тормозного участка.

Зубчатые рельсы принципиально позволяют получить большие ускорения, но они ненадежны при скорости 50 м/сек и трудно выполнимы при длине в несколько сот метров и при требуемой точности шага и формы зубьев.

Таким образом, в пределах существующих систем привода поставленная задача не имеет решения ни по энергетическим, ни по динамическим условиям.

В случае применения линейного асинхронного двигателя имеется возможность выполнить поставленные условия. В качестве короткозамкнутого вторичного контура такой машины используется неподвижный монорельс, установленный вдоль бассейна. Первичной системой служит плоский магнитопровод с трехфазной обмоткой, питаемой трехфазным током через троллейные провода. Такое устройство будет отталкиваться от монорельса и двигаться со скоростью

$$v = 2\tau f (1 - \sigma), \quad (5-8)$$

где τ — полюсный шаг обмотки; f — частота питающего тока; σ — скольжение.

Выполненные расчеты [64] показали, что у такого электровоза, имеющего скорость 50 м/сек, масса на единицу средней мощности может быть получена до 0,5 кг/квт, что коренным образом изменяет положение. По (5-6) средняя мощность привода, необходимая для сообщения массе в 1500 кг скорости 50 м/сек за 3 сек при $k_a = 1,1$

$$P = \frac{m_m}{\frac{2t}{v^2} - m_e k_a} = \frac{1500 \cdot 10^{-3}}{\frac{2 \cdot 3}{50^2} - 0,5 \cdot 1,1 \cdot 10^{-3}} = 810 \text{ квт}. \quad (5-9)$$

Эта мощность лишь на 0,3 выше той, которая необходима при нулевой массе привода. Таким образом, весьма малая масса такого привода делает возможным решение задачи по энергетическим условиям.

Точно так же облегчаются и динамические условия. Колеса тележки при данном приводе являются опорными, а не ведущими. Они допускают любые ускорения без буксования. Поэтому отпадают ограничения, налагаемые условиями сцепления ведущих колес с рельсами по (5-7).

Рассмотрим вкратце вопросы торможения. Кинетическая энергия модели судна, тележки и привода W при скорости 50 м/сек составляет около 2500 кдж, а средние за время торможения потери мощности $P_{ст}$ на трение в воде, воздуха и в подшипниках тележки составляют около 60 квт. Поэтому время самоторможения системы

$$t = \frac{W}{P_{ст}} = \frac{2500}{60} = 41,6 \text{ сек}, \quad (5-10)$$

чему соответствует путь торможения около 1000 м.

Чтобы сократить этот путь до 75 м, а время торможения — до 3 сек, необходима средняя за это время мощность искусственного торможения

$$P_n = \frac{W}{t} - P_{ст} = \frac{2500}{3} - 60 = 773 \text{ квт}. \quad (5-11)$$

Применив систему электродинамического торможения, можем получить $P_n = 773$ квт, переключив статор на тормозном участке на питание от источника постоянного тока мощностью около 40 квт.

Своевременное переключение статора с трехфазного на постоянный ток является важнейшим фактором надежности работы. Системы автоматики и телемеханики, которые могут быть разработаны для этого переключения, не обладают той степенью надежности, которая необходима в рассматриваемых условиях.

Весьма просто эта задача может быть решена следующим образом. Вся длина троллейных проводов составляется из двух участков, изолированных друг от друга. Первый имеет длину, равную сумме путей разгона и равномерного движения, а второй — длину участка торможения.

В первый участок троллейных проводов включается напряжение трехфазного тока заданной частоты, а во второй — напряжение постоянного тока. Оба включения так заблокированы, что первое невозможно без второго.

Пантограф электровоза в процессе своего движения отключается от трехфазного тока в требуемом месте, т. е. в конце участка равномерного движения. Затем электровоз, преодолев по инерции участок в несколько сантиметров изоляции между троллейными проводами, подключается к напряжению постоянного тока, т. е. на режим электродинамического торможения. Такая система управления движением проста и надежна.

В настоящее время выполнена модель линейного двигателя для опытового бассейна, которая проходит испытания.

Вопросы применения линейных двигателей для электрического транспорта сейчас широко изучаются в Советском Союзе и в других странах. В частности, разработка монорельсовой дороги с использованием бегущего поля ведется на Киевском заводе городского электротранспорта им. Ф. Э. Дзержинского. По предварительным данным скорость подвижной тележки с линейным двигателем будет достигать 400 км/час.

5-11. Индукционные насосы и перемешиватели

Магнитные поля дугового или линейного статора могут быть использованы для непосредственного приведения в движение жидких или газообразных токопроводящих масс. Для решения этой задачи предназначены особые агрегаты. Впервые такой агрегат в виде индукционного насоса (нагнетателя) жидкого металла был рассчитан автором в 1948 г. К настоящему времени осуществлены многие такие насосы, а также перемешиватели жидких металлов [5, 6, 8, 64, 65].

Посредством индукционных насосов жидкий металл не только транспортируется. С их помощью можно выполнять отливки под давлением и ряд других операций.

Индукционные перемешиватели осуществляют глубинное перемешивание жидкого металла, что устраняет газовые включения и позволяет создавать печи высокой емкости и производительности.

Метод расчета индукционных насосов и перемешивателей тот же, что и дугостаторных машин.

Расчеты показывают, что при среднеквадратичной радиальной магнитной индукции на поверхности жидкого металла индукционного насоса $B = 0,2 \cdot 10^{-4}$ вб/см², линейной скорости поля $v_1 = 25 \cdot 10^2$ см/сек, $I_n = 2\pi r = 10$ см давление, развиваемое индукционным насосом в неподвижном металле (алюминий), составит 115 н/см².

Если отношение глубины канала жидкого металла к полюсному шагу невелико (что имеет место у индукционных насосов), то разница между давлением на разных глубинах в канале тоже невелика. Но если данное отношение велико (как у индукционных перемешивателей), то велика и разница в давлениях на разных глубинах. Напор, образуемый двумя струями на разных глубинах в ванне жидкого металла, равен разности касательных электромагнитных сил этих струй. Под влиянием глубинной разности давлений жидкий металл приходит в движение по замкнутым контурам, центр которых находится примерно в середине глубины ванны. По мере удаления от центра напор возрастает, так как возрастает разница между потокосцеплениями соответственных струй и развиваемыми в них касательными электромагнитными силами. При этом увеличивается и длина замкнутых контуров движения жидкого металла, а с ней и их гидродинамическое сопротивление. Скорость движения металла при этом будет достаточной для требуемого перемешивания.

Первые дуговые статоры для глубинного перемешивания жидкого металла на двухфазном токе весьма низкой частоты (0,3 — 1,5 гц) созданы в Швеции в 1946—1950 гг. Л. Дрейфусом и Ф. Нильсоном. К настоящему времени изготовлено и действует большое число индукционных перемешивателей. В СССР такие агрегаты созданы по инициативе Н. В. Огорокова.

Применение магнитных полей для воздействия на жидкие и газовые токопроводящие среды имеет большие перспективы в различных отраслях техники.

5-12. Заключительные замечания

Рассмотренные выше перспективные области применения дугостаторных и линейных машин не исчерпывают всех возможностей применения новой системы электропривода. В последнее время выявилась целесообразность применения дугостаторного электропривода для ряда машин легкой и пищевой промышленности, для вращения антенн радионавигационных станций и для других специальных целей.

При решении вопроса выбора электропривода необходимо оценить целесообразности той или иной системы электропривода производить комплексно для всего агрегата, а не только для двигателя.

Некоторые недостатки дугоисторных и линейных двигателей (сравнительно низкий коэффициент мощности и к. п. д., наличие радиальных сил магнитного тяжения, нестандартность каждого двигателя и необходимость его индивидуального проектирования) не являются серьезными препятствиями к их применению.

При рациональном расчете двигателей, правильно выбранных параметрах и использовании возможностей распределения необходимой мощности между двумя дуговыми или линейными статорами с таким их расположением, чтобы компенсировать радиальные силы магнитного тяжения, все недостатки указанных двигателей можно свести к минимуму. Зато применение дугоисторных и линейных двигателей дает ряд существенных преимуществ.

Заводы-изготовители получают возможность в тех же помещениях производить больше машин при меньшем количестве станков, инструментов, при меньшей затрате материалов, труда и времени. Отпадает надобность в капиталовложениях, направляемых на расширение производства механических передач и запасных к ним частей.

На заводах электромашиностроения изготовление многополюсных электрических машин, дорогих и нерациональных, заменяется изготовлением дуговых статоров, у которых удельная мощность выше и масса меньше в несколько раз.

Потребители получают в более короткие сроки машины, у которых выше производительность, надежность и ресурс, меньше стоимость, требуемое помещение, затраты на монтаж, наладку и ввод в эксплуатацию; выше эксплуатационный к. п. д. и практически отсутствуют затраты на смазку, ремонт и возобновление изнашивающихся частей привода.

Убедительным подтверждением достоинств дугоисторных и линейных двигателей является интенсивная разработка систем электропривода с такими двигателями, которая сейчас ведется в СССР и за рубежом.

ЛИТЕРАТУРА

1. Алексеев А. Е. Конструкция электрических машин. Госэнергоиздат, 1958.
2. Бабат Г. И. Индукционный нагрев металлов и его промышленное применение. 2-е изд., «Энергия», 1965.
3. Бергер А. Я. Турбогенераторы переменного тока. Ч. I, ОНТИ, 1935, ч. II, ОНТИ, 1937; ч. III, Госэнергоиздат, 1941.
4. Брук И. С. Теория асинхронного двигателя с массивным ротором. «Вестник экспериментальной и теоретической электротехники», 1928, № 2 и 1929, № 5.
5. Верте Л. А. Разработка и исследование электромагнитных жёлобов и насосов промышленной частоты для транспорта жидкого чугуна. Автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук. Изд. Таллинского политехнического института, 1962.
6. Верте Л. А. Электромагнитный транспорт жидкого металла. «Металлургия», 1965.
7. Виноградов Н. В. и др. Проектирование электрических машин. 2-е изд., Госэнергоиздат, 1956.
8. Вольдек А. И. Токи и усилия в слое жидкого металла плоских индукционных насосов. Изв. вузов, «Электромеханика», 1959, № 1.
9. Геллер Б., Гамата В. Дополнительные поля, моменты и потери мощности в асинхронных машинах. Пер. с чеш., «Энергия», 1964.
10. Гродзинский Я. А. Опыт эксплуатации безредукторного привода мельниц системы инженера Фридкина. «Теплосиловое хозяйство», 1940, № 1.
11. Доливо-Добровольский М. О. Избранные труды (о трехфазном токе). Госэнергоиздат, 1948.
12. Вопросы намагничивания ферромагнитных тел. Тр. Ин-та физики АН Латв. ССР, т. VII. Изд-во АН Латв. ССР, 1954.
13. Прикладная магнитогидродинамика. Тр. Ин-та физики АН Латв. ССР, т. VIII. Изд-во АН Латв. ССР, 1956.
14. Иоффе А. Ф. Физика и техника. «Электричество», 1925, № 1.
15. Каплянский А. Е. Введение в общую теорию электрических машин. Госэнергоиздат, 1941.
16. Комар Е. Г. Вопросы проектирования турбогенераторов. Госэнергоиздат, 1955.
17. Корнеев Г. К. и др. Лифты пассажирские и грузовые. Машгиз, 1958.
18. Костенко М. П. Электрические машины. Специальная часть. Госэнергоиздат, 1949.
19. Крюков Д. К. Футеровка шаровых мельниц. «Машиностроение», 1965.
20. Куцевалов В. М. Асинхронная машина с массивным ротором. Изд-во АН Латв. ССР, 1962.
21. Куцевалов В. М. Вопросы теории и расчета асинхронных машин с массивным ротором. «Энергия», 1966.

22. Левитанский Б. А. Электрооборудование предприятия черной металлургии. Металлургиздат, 1955.
23. Лившиц М. Л. Электрические машины. Т. III, ОНТИ, 1936.
24. Лютер Р. А. и др. Асинхронные моменты вращения машины с массивным ротором и немагнитным бандажом. Сб. «Электросила», № 24, «Энергия», 1965.
25. Миткевич В. Ф. Физические основы электротехники. 3-е изд., «Кубуч», 1933.
26. Нейман Л. Р. Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. Госэнергоиздат, 1949.
27. Петров Г. Н. Электрические машины. Ч. II, Асинхронные и синхронные машины. Госэнергоиздат, 1963.
28. Пиотровский Л. М. Электрические машины. 5-е изд., Госэнергоиздат, 1963.
29. Плисс Д. А. Безредукторный привод инж. Фридкина для шаровых барабанных мельниц. «Теплосиловое хозяйство», 1940, № 1.
30. Плющ Б. М. Асинхронный двигатель с ротором из железных пластин. «Электричество», 1941, № 23/24.
31. Попов В. К. Основы электропривода. Госэнергоиздат, 1945.
32. Постников И. М. Проектирование электрических машин. 2-е изд., Госэнергоиздат, 1960.
33. Ринкевич С. А. Теория электроприводов. ГОНТИ, 1938.
34. Рихтер Р. Электрические машины. Т. I, ОНТИ, 1935; т. II, ОНТИ, 1935; т. III, ОНТИ, 1935.
35. Садовский Б. Д. Асинхронный двигатель как машина поступательно-возвратного движения. «Вестник электропромышленности», 1940, № 8.
36. Семенча П. В. Повышение контактной выносливости зубчатых колес шахтных редукторов. «Вестник машиностроения», 1955, № 4.
37. Сыромятников И. А. Асинхронный режим турбогенераторов после потери возбуждения. «Электрические станции», 1948, № 4.
38. Трапезников В. А. Основы проектирования серий асинхронных машин. ОНТИ, 1937.
39. Урусов И. Д., Филимонов П. А. Электропривод инженера Фридкина. «Вестник инженеров и техников», 1939, № 1.
40. Фадеев В. И. Современное оборудование для дробления и измельчения руд. Труды Всесоюз. научн.-исслед. и проект. ин-та механ. обработки полезных ископаемых «Механобр», вып. 123. Изд. Отраслевого бюро технической информации ин-та «Механобр», 1959.
41. Фридкин П. А. Об усовершенствовании одиночного электрического привода кардмашин. «Известия текстильной промышленности», 1931, № 1.
42. Фридкин П. А. Электрокардная машина. «Электричество», 1931, № 6.
43. Фридкин П. А. Основные факторы в реконструкции рабочей машины и их влияние на электробаланс. «Известия Энергетич. ин-та АН СССР», т. III, вып. 1—2, 1935.
44. Фридкин П. А. Дуговые статоры (электрические аппараты для вращения рабочих машин). Изд. всесоюзной постоянной выставки изобретательства и рационализации, 1937.
45. Фридкин П. А. Дуговые статоры как электрические аппараты для вращения рабочих машин. «Электричество», 1937, № 7 и 8.
46. Фридкин П. А. Устройство для дистанционного контроля геометрии зазора в электромашинах. «Электричество», 1938, № 7.
47. Фридкин П. А. Новый способ питания вспомогательных электродвигателей крупных машин-орудий. «Электричество», 1941, № 3.
48. Фридкин П. А. Безредукторный электропривод некоторых типов машин в нефтяном бурении. «Нефтяная промышленность СССР», 1941, № 6.

49. Фридкин П. А. Электродвигатель для прокатных станов черной и цветной металлургии. «Сталь», 1943, № 9—10.
50. Фридкин П. А. Промышленные возможности безредукторных электродвигателей в машиностроении. «Вестник машиностроения», 1944, № 1.
51. Фридкин П. А. Особая схема включения дугового статора. «Вестник электропромышленности», 1944, № 8—9.
52. Фридкин П. А. Дуговые статоры и их промышленные возможности в машиностроении, энергетике, металлургии и других отраслях народного хозяйства. «Электричество», 1944, № 11—12.
53. Фридкин П. А. Уравнение дугового статора. Изв. АН СССР. «Отд. техн. наук», 1945, № 1—2.
54. Фридкин П. А. Новый тип дугового статора для электропривода с малыми и регулируемыми скоростями вращения. «Электричество», 1945, № 1—2.
55. Фридкин П. А. Опыт эксплуатации и современные достижения в области безредукторных шаровых и стержневых мельниц. «Вестник машиностроения», 1945, № 11—12.
56. Фридкин П. А. Безредукторный электропривод шаровых и стержневых мельниц. «Вестник электропромышленности», 1946, № 1.
57. Фридкин П. А. Дополнительные потери электропривода с дуговым статором и методы их снижения. Изв. АН СССР, «Отд. техн. наук», 1951, № 9.
58. Фридкин П. А. О третьем главном размере дугового статора. «Электричество», 1952, № 1.
59. Фридкин П. А. Дугостаторный электропривод мощных поршневых компрессоров. «Научно-техническая конференция, посвященная 250-летию Ленинграда». Тезисы докладов, изд. ЛТИ им. С. М. Кирова, 1957.
60. Фридкин П. А. Современные направления в развитии дугостаторных машин. «Научно-техническая конференция по работам 1957 г.». Тезисы докладов, изд. ЛТИ им. С. М. Кирова, 1958.
61. Фридкин П. А. Современные дугостаторные электромашины. Изд-во АН Латв. ССР, 1961.
62. Фридкин П. А. Лифт с безредукторным дугостаторным электроприводом. «Научно-техническая конференция 1963 г.». Тезисы докладов, изд. ЛИТЛП им. С. М. Кирова, 1963.
63. Фридкин П. А. Винтовые прессы с дугостаторным приводом. «Научно-техническая конференция 1964 г.». Тезисы докладов, изд. ЛИТЛП им. С. М. Кирова, 1964.
64. Фридкин П. А. Дуговые статоры и агрегаты минимума износа. Изд. ЛИТЛП им. С. М. Кирова, 1967.
65. Фридкин П. А. Авторские свидетельства СССР на изобретения. Вестник комитета по изобретениям, 1934, № 7—8 (38023, 38024, 38025, 38026); 1935, № 4 (42629); 1936, № 8 (48755, 48766, 48767). Бюллетень изобретений, 1937, № 10 (51915); 1938, № 5 (53178); 1946, № 4 (66179); 1946, № 6 (66537); 1963, № 21 (158388). Устройство для приведения в действие машин-орудий, № 62196 ЦБТИ Комитета по делам изобретений и открытий, 1940.
66. Фридкин П. А. Иностранные патенты: английский — 399827 (1932), 430666 (1933) (Patent No 399827 Date of Patent 9 April 1932) Patent No 530666. Date of Patent 23 december 1933 No 36252/33; французский — 770841 (1934) (Brevet d'invention Gr. 5 — cl. 4 No 770.841 Demandé le 27 mars 1934, a 16^h 41^m, a Paris. Delivré le 9 juillet 1934); германский — 610161 (1932) (Deutsches Reich 610161, Klasse 76b, gruppe 18 F 73085 VII. 7 68 24 märz 1932); итальянский — 328827 (1934).
67. Целиков А. М., Шамраевский И. М. О безредукторном приводе системы инж. Фридкина. «Вестник машиностроения», 1944, № 11.
68. Шеффер К. И. Ротор асинхронного двигателя в виде массивного железного цилиндра. «Электричество», 1926, № 2.
69. Штурман Г. И. Индукционные машины с разомкнутым магнитопроводом. «Электричество», 1946, № 10.

70. Штурман Г. И. Индукционные машины с дугowymi и плоскими статорами. Сб. научно-технических статей ХЭТИ, Госэнергоиздат, 1948.
71. Штурман Г. И. К теории асинхронного двигателя с дугowym или плоским статором. «Электричество», 1948, № 6.
72. Штурман Л. И. Магнитофугальный погружной поршневой насос. Авторское свидетельство СССР на изобретение № 61926, ЦБТИ комитета по делам изобретений и открытий, 1962.
73. Штурман Л. И. Гидромагнитофугальный пресс. Авторское свидетельство СССР на изобретение № 72424. Бюллетень изобретений, 1948, № 8.
74. Япольский Я. С. Магнитофугальные ударные машины. «Электричество», 1925, № 11.
75. Trombetta. The Electric Hammer. J. of AIEE, № 4, 1922.
76. Engineering and Boiler House Review, 1940, v. 54, № 6, pp. 180—183.
77. Engineering Digest (American Edition): 1945, v. 2, pp. 71—75; 1945, v. 3, № 1, pp. 11—16; 1948, v. 5, № 3, pp. 114—115.
78. Engineering Digest (British Edition): 1944, v. 5, № 12, pp. 371—373; 1945, v. 6, pp. 281—286; 1948, v. 9, № 3, pp. 114—115.
79. Williams F., Laithwaite E., Piggott L. Brushless variable-speed Induction Motors. Proceedings of IEE, pt. A, 1957, 14, pp. 102—118.
80. Electrical Energy, 1958, v. 2, № 6, pp. 222—228.
81. Hauptmann K. Neue Antriebsmethode mit Induction-Wandfeldern, Industrielektrik + Elektronik, Bd. 9 (1964), № B 1/2, «Elektrowelt».
82. Johnson W., Laithwaite E., Slater R. An experimental impact-extrusion machine driven by a linear induction motor. Proc. Instn. Mech. Engrs, 1964—65, v. 179 pt. 1 № 1, pp. 15—35.
83. Macchiaroli B. Motori a induzione lineari, «L'Energia Elettrica», 1965, № 1, pp. 21—28.
84. Brunelli B. Studio del motore ad induzione con statore ad arco, «L'Energia Elettrica», 1966, № 10, pp. 605—617.
85. Camponari E., Vistoli I. Motori ad induzione ad arco, «L'Elettrotecnica», 1968, № 6, pp. 408—415.
86. Pelenc Y. Le moteur lineaire. «L'Electricité et l'Electronique moderne», 1968, v. 38, № 219, pp. 32, 50.

ОГЛАВЛЕНИЕ

	Стр.
Предисловие от редактора	3
Введение	5
Глава первая. Вопросы теории безредукторного дугостаторного электропривода	7
1-1. Вводные замечания	—
1-2. Принцип получения малых скоростей при помощи дугowego статора	9
1-3. Основные особенности дугостаторной машины	12
1-4. Удельная мощность электрической машины	14
1-5. Единичное активное сопротивление	16
1-6. Некоторые расчетные величины ротора дугостаторной машины	18
1-7. Единичное индуктивное сопротивление	20
1-8. Относительный уровень удельной электромагнитной мощности дугостаторных асинхронных машин	22
1-9. Магнитный зазор дугостаторной машины	24
1-10. Использование дугowych статоров для синхронных машин	28
Глава вторая. Потери мощности в дугостаторном двигателе и способы их снижения	30
2-1. Водные замечания	—
2-2. Упрощенный анализ краевых потерь мощности	—
2-3. Некоторые опытные данные по краевым потерям	35
2-4. Способы уменьшения краевых потерь	37
2-5. Величина зазора, соответствующая минимуму краевых потерь мощности	41
2-6. Расчетные формулы поверхностных потерь	42
2-7. Некоторые опытные данные по поверхностным потерям	46
2-8. Способы снижения поверхностных потерь	49
Глава третья. Сравнительные энергетические и экономические показатели дугостаторных машин	52
3-1. Вводные замечания	—
3-2. Удельные токи и коэффициент мощности	—
3-3. Удельные величины, определяющие реактивную мощность	55
3-4. Относительная величина главного магнитного потока	57
3-5. Потери и коэффициент полезного действия	59
3-6. Величины, характеризующие условия пуска	62
3-7. Расход материалов	67
Глава четвертая. Расчет и наладка безредукторного дугостаторного электропривода	69
4-1. Вводные замечания	—
4-2. Предварительное обоснование целесообразности выбора дугостаторного электропривода	70

	Стр.
4-3. Некоторые вопросы проектирования дугостаторного электропривода барабанных мельниц	73
4-4. Главные размеры дугового статора	76
4-5. Расчетные величины, конструктивные данные и технология изготовления статора	78
4-6. Расчетные величины, конструктивные данные и технология изготовления ротора	84
4-7. Сопротивления статора и ротора	86
4-8. Пусковые параметры дугостаторного двигателя	89
4-9. Энергетические данные дугостаторного двигателя	93
4-10. Нагрев и система охлаждения дугостаторного двигателя	96
4-11. Механические расчеты и детали конструкции	101
4-12. Сводные технические и экономические показатели дугостаторного электропривода	105
4-13. Некоторые вопросы наладки дугостаторного электропривода	107
Глава пятая. Области применения дугостаторных и линейных машин	111
5-1. Вводные замечания	—
5-2. Лифты	112
5-3. Шахтные подъемные машины	115
5-4. Прокатные станы	118
5-5. Поршневые компрессоры	121
5-6. Прессы	—
5-7. Барабанные мельницы и дробилки	123
5-8. Текстильные машины	125
5-9. Тахогенераторы и гироскопы	126
5-10. Электрический транспорт	127
5-11. Индукционные насосы и перемешиватели	130
5-12. Заключительные замечания	131
Литература	133

ФРИДКИН ПЕТР АРОНОВИЧ

БЕЗРЕДУКТОРНЫЙ ДУГОСТАТОРНЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД

Научный редактор *А. Р. Сиваков*
 Редактор *Б. И. Леонова*
 Художественный редактор *Г. А. Гудков*
 Технический редактор *Е. М. Соболева*
 Корректор *В. А. Кипрушев*

Сдано в производство 12/XII 1969 г. Подписано к печати 9/II 1970 г. М-15082. Печ. л. 8,78 Уч.-изд. л. 9,0. Бум. л. 4,38. Бумага типографская № 2, 60×90¹/₁₆. Тираж 5000 экз. Цена 60 коп. Заказ 2584.

Ленинградское отделение издательства
 «Энергия», Марсово поле, 1.

Ленинградская типография № 4 Главполиграфпрома Комитета по печати при Совете Министров СССР, Социалистическая, 14.



ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

ГОТОВИТСЯ К ИЗДАНИЮ

Красовский Б. Н. Основы конструирования транспортных электрических машин. Объем 20 л. Ориентировочная цена 1 р. 37 к.

Настоящая книга посвящена методологии конструктивной разработки электрических машин, встраиваемых в подвижные объекты и вследствие этого подчиненных жестким габаритным ограничениям и специальным требованиям. Дана оценка конструктивной выполнимости электрической машины заданной мощности и скорости вращения. Предложен метод предварительного определения габаритных размеров и общего веса проектируемой машины. Осуществлен анализ объективных логических связей между условиями работы и конструктивными формами машин.

Книга предназначена для конструкторов электромашиностроительных заводов — проектантов подвижных объектов, а также может быть полезна при курсовом и дипломном проектировании студентам высших технических учебных заведений.

Книга высылается наложенным платежом без задатка

Заказы направляйте по адресу:

Ленинград, М-66, Московский пр., 189

Магазин № 92 «Энергия»

Москва, К-50, ул. Медведева, 1

Магазин № 8 технической книги

Цена 60 коп.